

BEANSPRUCHUNGSGERECHTES GESTALTEN VON ROHRPLATTEN BEI ROHRBÜNDEL-WÄRMEÜBERTRAGERN

Dem Fachbereich Ingenieurwissenschaften der
Universität Erlangen - Nürnberg

zur Erlangung des Grades

DOKTOR - INGENIEUR

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Günther Ellwanger

Erlangen, 1977

BEANSPRUCHUNGSGERECHTES GESTALTEN VON ROHRPLATTEN BEI ROHRBÜNDEL-WÄRMEÜBERTRAGERN

Dem Fachbereich Ingenieurwissenschaften der
Universität Erlangen-Nürnberg

zur Erlangung des Grades

DOKTOR - INGENIEUR

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Günther Ellwanger

Erlangen, 1977



Als Dissertation genehmigt vom
Fachbereich Ingenieurwissenschaften
der Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der Einreichung: 7. Juni 1977

Tag der Promotion: 28. Juli 1977

Dekan: Prof. Dr. H.J. Schneider

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. E. Klapp

Prof. Dr.-Ing. O. Molerus

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl und Institut für Apparatebau und Anlagentechnik der Technischen Universität Clausthal und anschließend am Lehrstuhl für Apparatechnik und Anlagenbau der Universität Erlangen-Nürnberg - in beiden Fällen unter Leitung von o. Prof. Dr.-Ing. E. Klapp. Die Arbeit wurde von der Arbeitsgemeinschaft Industrieller Forschungsvereinigungen gefördert.

Herrn Prof. Dr.-Ing. E. Klapp, Inhaber des Lehrstuhls für Apparatechnik und Anlagenbau der Universität Erlangen-Nürnberg, gilt mein besonderer Dank für zahlreiche Ratschläge sowie die eingehende Betreuung und Förderung der Arbeit.

Herrn Prof. Dr.-Ing. O. Molerus, Inhaber des Lehrstuhls für Mechanische Verfahrenstechnik der Universität Erlangen-Nürnberg, danke ich für die Übernahme des Korreferates und das der Arbeit entgegengebrachte Interesse.

Weiterhin danke ich Firma J. van Opbergen, Neuss, für den Bau der Versuchsapparate nach gemeinsam mit dem Lehrstuhl für Apparatechnik und Anlagenbau erarbeiteten Vorstellungen.

Auch der HOECHST AG, die ergänzende Berechnungen durchführte, sei an dieser Stelle gedankt.

Ferner wurden am Institut für Statik und Dynamik der Luft- und Raumfahrtkonstruktionen der Universität Stuttgart (Prof. Dr. Dres. h.c. J. Argyris) Kontrollrechnungen mittels finite-element-Methoden durchgeführt. Auch hierfür sei gedankt.

Ebenso danke ich der Firma CWH für die Bereitstellung von Betriebsmitteln für die Versuchskreisläufe.

Schließlich bedanke ich mich bei allen Mitarbeitern des Lehrstuhls für Apparatetechnik und Anlagenbau, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Günther Ellwanger

Erlangen, im Juni 1977

Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
1. <u>Einleitung</u>	1
1.1 Problematik der festigkeitsmäßigen Auslegung von Rohrbündel-Wärmeübertragern	1
1.2 Experimenteller und theoretisch-analytischer Vergleich zweier Versuchs-Wärmeübertrager	2
2. <u>Stand der Rohrplattenberechnung und theoretische Behandlung</u>	4
2.1 <u>Überblick über bestehende Berechnungsverfahren</u>	4
2.1.1 Berechnung nach dem Regelwerk	5
2.1.2 Berechnungsverfahren nach Gardner und Miller	8
2.1.3 Berechnungsverfahren in der Großchemie	11
2.1.4 Berechnungsverfahren nach Sterr	12
2.1.5 Berechnungsverfahren nach O'Donnell	14
2.2 <u>Theoretische Behandlung</u>	15
2.2.1 Differentialgleichung der elastisch gebetteten Platte	15
2.2.1.1 Lösungsansatz für die Durchbiegung der Rohrplatte	17
2.2.1.2 Lösung der Differentialgleichung und Diskussion der analytischen Ergebnisse	20
2.2.1.3 Diskussion von Grenzfällen für die Durchbiegungs- und die Neigungsfunktion der Rohrplatte	29
2.2.2 <u>Einflußgrößen</u>	39
2.2.2.1 Kennzahl der Konstruktion	39
2.2.2.2 Verschwächung des Plattenquerschnitts	40
2.2.2.3 Stützwirkung der Rohre	49
2.2.2.4 Rückstellkraft des Rohrfeldes	51
2.2.2.5 Einspannfaktor	53
2.2.2.6 Wärmespannungen	60
3. <u>Darstellung der theoretischen Ergebnisse</u>	63
3.1 <u>Nachrechnung</u>	64
3.1.1 Ergebnisse nach einem hochentwickelten Verfahren	64
3.1.2 Ergebnisse nach Programm "ROPLA"	67
3.2 <u>Dimensionierung nach Programm "ROPLA"</u>	69
3.3 <u>Optimierung nach einem hochentwickelten Verfahren</u>	73

	<u>Seite</u>
4. <u>Versuchsanlage</u>	76
4.1 Zwei Versuchs-Wärmeübertrager	76
4.2 Komponenten des Ölkreislaufs	79
4.3 Druckregelung	80
4.4 Temperaturregelung	81
4.5 Durchführung des Versuchsprogramms	82
5. <u>Instrumentierung der Versuchs-Wärmeübertrager</u>	86
5.1 <u>Meßverfahren</u>	89
5.1.1 Dehnungsmessungen	89
5.1.2 Temperaturmessungen	95
5.1.3 Druckmessung	96
5.2 <u>Instrumentierungspläne</u>	97
5.2.1 Instrumentierung des Versuchs-Wärmeübertra- gers I mit "dicken" Rohrplatten	97
5.2.2 Instrumentierung des Versuchs-Wärmeübertra- gers II mit "dünnen" Rohrplatten	100
5.3 <u>Applikation der Dehnungsmeßstreifen</u>	102
5.3.1 DMS-Applikation am Apparatemantel	102
5.3.2 DMS-Applikation auf den Rohrplatten	103
5.3.3 DMS-Applikation in den Rohren	105
5.4 <u>Druckdichte Kabeldurchführungen</u>	106
6. <u>Meßwerterfassung und -auswertung</u>	107
6.1 Vielstellenmeßanlage	108
6.2 Lochstreifenstanzer	109
6.3 Datenerfassungs- und verarbeitungsanlage	109
6.4 Auswertung der DMS-Rosetten	110
7. <u>Darstellung der Versuchsergebnisse</u>	113
7.1 Diskussion der Versuchsergebnisse	115
7.2 Vergleich mit theoretischen Ergebnissen	120
7.3 Kontrollrechnungen nach der Methode der finiten Elemente	130
8. <u>Ausblick - insbesondere auf die Erfassung von Wärmespannungen</u>	133
9. <u>Zusammenfassung</u>	136
10. <u>Gesamtbezeichnungsliste</u>	142
11. <u>Literaturverzeichnis</u>	145
12. <u>Abbildungen</u>	

1. Einleitung

Wärmeübertrager werden in den verschiedensten Formen (Platten-, Lamellen-, Rohrbündel-, Rippenrohr-, Spaltrohr-, Spiral-, Block-Wärmeübertrager u.a.) hergestellt. Unter ihnen nehmen Rohrbündel-Wärmeübertrager eine hervorragende Stellung ein und unterstreichen damit ihre Bedeutung für stoffumwandelnde Industrien und hier insbesondere für die Chemische Industrie.

1.1 Problematik der festigkeitsmäßigen Auslegung von Rohrbündel-Wärmeübertragern

Der Konstrukteur legt seinen Apparat im Regelfall nach den produktseitigen Drücken und Temperaturen aus, die ihm die verfahrenstechnische Auslegung liefert. Der Durchmesser ergibt sich aus den gewünschten Durchsätzen; Zahl und Abmessungen der Rohre werden durch die wärmeübertragende Fläche bestimmt. Die Eigenschaften der verwendeten Medien entscheiden über die Werkstoffwahl [1_7].

Von den wesentlichen Bauteilen eines Rohrbündel-Wärmeübertragers (Behältermantel, Rohre, Rohrplatten und abschließende Deckel) ist die Rohrplatte von der Berechnung her am ehesten problematisch. Obwohl Rohrplatten zu den wichtigsten Bauelementen des verfahrenstechnischen Apparate- und Anlagenbaues gehören, besteht derzeit keine einhellige Meinung über die Dimensionierung. Als gegensätzliche Anschauungen stehen sich die Berechnungen von "dünnen" und "dicken" Rohrböden gegenüber. Bei den "dünnen" Böden wird davon ausgegangen, daß alle nicht berohrten Bereiche durch unverschwächte Platten ersetzt werden, die am

Rande eingespannt die Druckdifferenz aushalten müssen. Dementsprechend erfolgt die Dimensionierung nach dem größten einzubeschreibenden Kreis. Der Berechnung eines "dicken" Bodens liegt eine andere Überlegung zugrunde. Die Rohre wirken nicht - wie beim "dünnen" Boden - als Zuganker. Deshalb muß die durch Bohrungen geschwächte Kreisplatte über die gesamte Fläche hinreichend biegesteif sein. Die Rohrplatte wird gedanklich durch eine Ersatzplatte gleicher Dicke, aber mit angepaßten elastischen Konstanten, Querkontraktionszahl ν und Elastizitätsmodul E , ersetzt.

Beide Gedankenmodelle lassen nur eine makroskopische Erfassung der Spannungen in der Rohrplatte zu. Während über Formzahlen, die experimentell an Lochfeldern ermittelt wurden, auf die Beanspruchung in den Stegen und in der näheren Umgebung geschlossen werden kann, müssen örtliche Effekte, insbesondere auch von Eigenspannungen gewöhnlich unberücksichtigt bleiben. Eine lokale Detail-Spannungsanalyse gelingt allenfalls über den Einsatz diskreter Rechenverfahren (finite-element-Methoden).

1.2 Experimenteller und theoretisch-analytischer Vergleich zweier Versuchs-Wärmeübertrager

Angeregt durch die Gepflogenheit, Rohrplatten entweder "dick" oder "dünn" zu dimensionieren, wurden Untersuchungen an zwei Apparaten¹⁾ durchgeführt, die in Abmessungen und Werkstoffwahl übereinstimmen und

1) Die Versuchsapparate wurden in Zusammenarbeit mit der Firma Josef van Opbergen, Neuss, konzipiert und gebaut.

die sich nur durch die Rohrbodendicke unterscheiden.

Obwohl eine genaue Beschreibung der Konstruktion in Abschn. 4.1 erfolgt, sollen zwei gemeinsame Hauptmerkmale der beiden Versuchs-Wärmeübertrager schon hier genannt werden. Bei beiden Apparaten handelt es sich um Rohrbündel-Wärmeübertrager mit festen Rohrplatten und geraden Rohren ohne Kompensator. Allein auf diesen Typ der Rohrbündel-Apparate beschränkt sich also die experimentelle Untersuchung, aber auch die analytische Erfassung der in Mantel, Rohrplatten und Rohren auftretenden Beanspruchung. Das zweite Hauptmerkmal sind die unterschiedlichen Werkstoffe für den Mantel (Kesselblech H II, Werkstoff-Nr. 1.0425) und die Rohre (hochlegierter Stahl X 10 CrNiTi 18 9, Werkstoff-Nr. 1.4541). Infolge der verschiedenen Wärmeausdehnungskoeffizienten der genannten Werkstoffe treten bei Erwärmung unterschiedliche Längenänderungen von Mantel und Rohren auf. Eine solche Werkstoffwahl kommt in der chemischen Industrie häufig vor, wenn ein aggressives Medium durch die Rohre geführt werden soll.

Die experimentell ermittelten Beanspruchungen beider Versuchsapparate können auf diese Weise untereinander und auch mit den theoretisch-analytischen Ergebnissen nach dem in Abschn. 2.2 beschriebenen Verfahren verglichen werden.

Ein zusätzlicher Vergleich wird durch Einsatz eines nicht am Lehrstuhl erarbeiteten, hochentwickelten analytischen Berechnungsverfahrens [27] für verschiedene fiktive Belastungsfälle ermöglicht.

2. Stand der Rohrplattenberechnung und theoretische Behandlung

Im folgenden soll ein kurzer Überblick über verschiedene bestehende Verfahren zur Rohrplattenberechnung gegeben werden. Im Anschluß daran erfolgt eine genaue Beschreibung eines weiterentwickelten analytischen Verfahrens, das in dieser Arbeit verwendet wird.

2.1 Überblick über bestehende Berechnungsverfahren

Die in diesem Abschnitt beschriebenen Verfahren lassen sich im wesentlichen in zwei Gruppen unterteilen. Einerseits stehen Regelwerke zur Verfügung, die von den meisten Apparatebaufirmen kleiner bis mittlerer Größe angewendet werden. Andererseits gibt es rechnerisch aufwendige Verfahren (sogenannte hochentwickelte analytische Verfahren), die den Einsatz elektronischer Datenverarbeitungsanlagen erforderlich machen und daher i.a. nur von großen Firmen angewendet werden, die über eine eigene EDV-Anlage verfügen. Das Regelwerk läßt in der überwiegenden Zahl von Fällen die Festlegung der Hauptabmessungen zu; an Störstellen und konstruktiven Kerben empfiehlt sich jedoch häufig die Nachrechnung nach hochentwickelten Verfahren.

Auf zwei weitere Methoden, auf die in dieser Arbeit nicht näher eingegangen wird, soll der Vollständigkeit halber hingewiesen werden. So hat Podhorsky [3] den Versuch unternommen, Platten mit über den Radius variabler Dicke zu berechnen. Schnell und Akasoy gelingt es sogar, mit Hilfe eines dreidimensionalen Finite-

Element-Programmes Wärmespannungen in dickwandigen Bauteilen zu berechnen [4, 5].

Zur allgemeinen Abgrenzung sei noch darauf hingewiesen, daß im Rahmen dieser Untersuchung nur geschlossene analytische Lösungen verwendet werden und diskrete Berechnungsverfahren nur ggf. zum Vergleich von Ergebnissen herangezogen werden sollen.

2.1.1 Berechnung nach dem Regelwerk

Im Mittelpunkt dieses Abschnittes steht das AD-Merkblatt B 5 [6], das den meisten Apparatebauern in der Bundesrepublik als Bemessungsgrundlage für die Dimensionierung von Rohrplatten dient.

Für ebene Böden, vor allem auch Rohrböden hat die angegebene Formel für die Rohrbodendicke s folgende Form:

$$s = C \cdot D \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K}} + c_2 \quad (2.1)$$

mit

- p - Betriebsüberdruck [bar]
- K - Festigkeitskennwert [N/mm^2]
- S - Sicherheit [-]
- D - Berechnungsdurchmesser [mm]
- C - Berechnungsbeiwert [-]
- c_2 - Korrosionszuschlag [mm]

Entsprechend der Erläuterung über "dünne" bzw. "dicke" Rohrplatten in Abschn. 1.1 kann obige Formel in zweierlei Hinsicht angewendet werden.

Entweder: Man faßt die Rohrplatte als Membran auf.

Für diesen Fall setzt das AD-Merkblatt B5 einen C-Wert von $C = 0,40$ ein. Als Berechnungsdurchmesser ist der größte Durchmesser einzusetzen, der im unberohrten Teil des Rohrbildes einbeschrieben werden kann. Die Rechnung führt oftmals auf sehr geringe Bodendicken, die in der Praxis nicht so dünn hergestellt werden können.

Oder: Berechnungsdurchmesser D und Beiwert C sind je nach Art der Konstruktion dem AD-Merkblatt B5 zu entnehmen. Bei dieser Deutung der Formel fallen die Rohrböden i.a. sehr dick aus.

Im AD-Merkblatt B5 wird die Verschwächung des Plattenquerschnitts nicht berücksichtigt. Die Eigenschaft der Verbindung Mantel/Rohrplatte/Flansch wird durch den Berechnungsbeiwert C i.a. ausreichend erfaßt.

Eine Formel wie in der Anwendung fast identische Formel wird in den "Technischen Regeln für Dampfkessel (TRD)" TRD 305 angegeben [7].

Auch in den amerikanischen "STANDARDS OF TUBULAR EXCHANGER MANUFACTURERS ASSOCIATION (TEMA)" [8] wird in Section 5 mit einer sehr ähnlichen Formel für die Berechnung von Rohrplatten gearbeitet:

$$T = \frac{F \cdot G}{2} \cdot \sqrt{\frac{P}{S}} \quad (2.2)$$

mit

T - Rohrbodendicke

P - Berechnungsdruck

S - Quotient aus Festigkeitskennwert und Sicherheit
G - Berechnungsdurchmesser
F - Berechnungsbeiwert

Die Größen G und F, die den Bezeichnungen D und C des AD-Merkblattes B5 entsprechen, sind ebenfalls von der gewählten Konstruktion abhängig und führen auch auf ähnliche Ergebnisse.

Zusätzlich zu der bereits erläuterten Formel, die für Biegebeanspruchung gilt, enthält die TEMA-Vorschrift auch einen Ansatz zur Berechnung der Rohrbodendicke, wenn Schubbeanspruchung zugrundegelegt wird:

$$T = \frac{0,31 \cdot D_L}{1 - \frac{d_o}{p}} \cdot \frac{P}{S} \quad (2.3)$$

mit den oben noch nicht erläuterten Größen

D_L - äquivalenter Durchmesser des berohrten Bereiches der Rohrplatte
 d_o - Außendurchmesser der Rohre
 p - Teilung (Mittenabstand zweier Rohre)

Der Ausdruck $1 - d_o/p$ ist identisch mit der Definition des sog. Verschwächungsbeiwertes nach Gleichung (2.118) (s. Abschn. 2.2.2.2).

Auf weitere Regelwerke soll an dieser Stelle nicht näher eingegangen werden, weil sie auf den Grundlagen fußen, die im nächsten Abschnitt beschrieben werden. Derartige Berechnungsvorschriften, die im wesentlichen eine Anwendung des Verfahrens von Gardner und Miller darstellen, sind in erster Linie die englischen "British Standards BS 1500" └9┐, aber auch die holländischen "Regels voor toestellen onder druk

D 0405/72 - 12" [10]¹⁾.

Als Vorteil dieser Regelwerke insbesondere gegenüber dem deutschen ist der Tatbestand zu nennen, daß sowohl die Rückstellkraft der Rohre als auch unterschiedliche Wärmedehnungen von Mantel und Rohren erfaßt werden können (s. Abschn. 2.1.2).

2.1.2 Berechnungsverfahren nach Gardner und Miller

Während die Rohrplattenberechnung bei den im vorangegangenen Abschnitt beschriebenen Regelwerken AD-Merkblatt B5, TRD-Richtlinie TRD 305 und TEMA Section 5 auf die einmalige Auswertung von einer oder - bei TEMA - von zwei Formeln hinausläuft und so für den Anwender sehr angenehm ist, wird beim Berechnungsverfahren nach Gardner [11] und Miller [12] eine Iteration erforderlich. Die Vorgehensweise läßt sich wie folgt darstellen:

Für die Dimensionierung der Rohrplatte wird in [9] die höchste Beanspruchung der rohrraumseitigen Plattenoberfläche in radialer Richtung σ_r angegeben:

$$\sigma_r = \frac{\lambda \cdot p_b}{4 \cdot \mu \cdot G_1 (Q + G_4)} \cdot \left(\frac{D}{h} \right)^2 \quad (2.4)$$

Gleichung (2.4) ist eine abgekürzte Schreibweise für die von Gardner in [11] entwickelte Formel. Die einzelnen Größen werden in diesem Zusammenhang nur

1) Die "Regels voor toestellen onder druk" ersetzen die früheren "Grondslagen", die u.a. die vorläufige Beurteilungsrichtlinie für Rohrplatten "VBR 4 (SD) - DIENST VOOR HET STOOMWEZEN" enthalten.

insoweit erklärt, wie es für das Verständnis des iterativen Prozesses erforderlich ist.

Mit Ausnahme der Rohrplattendicke h und der Hilfsfunktionen G_1 und G_4 sind alle weiteren Bezeichnungen für die gewählte Konstruktion bzw. für den zu untersuchenden Belastungsfall konstante Größen. Führt man die sog. Kennzahl der Konstruktion k ein, so erhält man folgenden funktionalen Zusammenhang

$$G_i = f \sqrt[k]{h} \quad (i = 1, 4),$$

der verdeutlicht, daß die Rohrbodendicke bei der Dimensionierung nur iterativ zu ermitteln ist. In der Praxis geht das Verfahren also von einer vorgeschätzten Rohrplattendicke h_0 aus, mit der sich die Kennzahl der Konstruktion ermitteln läßt. Mit Hilfe vorhandener Kurvenverläufe der Hilfsfunktionen $G_i = f \sqrt[k]{h}$ gewinnt man die erforderlichen Funktionswerte, die in Gleichung (2.4) eingesetzt werden. Die Rohrplattendicke muß solange variiert werden, bis die errechnete Radialspannung kleiner oder gleich der zulässigen Spannung wird ($\sigma_r \leq \sigma_{zul}$).

Eine andere Betrachtungsweise ist denkbar, indem man Gleichung (2.4) nach der Rohrbodendicke h auflöst und σ_r durch σ_{zul} ersetzt. Die Bedingung $\sigma_r \leq \sigma_{zul}$ ist dann erfüllt, wenn die errechnete Rohrplattendicke größer oder gleich der vorgeschätzten wird ($h \geq h_0$).

An dem Berechnungsverfahren nach Gardner und Miller fällt auf, daß die Dimensionierung der Rohrböden nach der Radialspannung σ_r erfolgt - also nicht nach

einer Vergleichsspannung. Mit dieser Vereinfachung liegt der Konstrukteur auf der sicheren Seite, denn es läßt sich zeigen, daß die betragsmäßig größte Radialspannung stets größer ist als die aus Radial- und Tangentialspannung gebildete Vergleichsspannung nach der Gestaltänderungsenergie-Hypothese (GE-Hypothese). Diese Tatsache kann man sich z.B. anhand der in Abschn. 3.1.2 diskutierten Kurven veranschaulichen.

Ergänzend sei bemerkt, daß die in Gleichung (2.4) auftretende Größe p_B einen fiktiven Druck darstellt, der auch den Einfluß unterschiedlicher Wärmedehnungen von Mantel und Rohren enthält. Auf diese Weise berücksichtigt das Berechnungsverfahren nach Gardner und Miller zusätzlich zur Verschwächung der Rohrplatte, die nicht vom AD-Merkblatt B5 und anderen Regelwerken (s. Abschn. 2.1.1) erfaßt wird, eine weitere Einflußgröße. Mit Hilfe eines erweiterten Lösungsansatzes ist auch die Rückstellkraft der Rohre in das Verfahren eingearbeitet. Die Eigenschaften der Verbindung Mantel/Rohrplatte/Flansch lassen sich allerdings nur für die beiden Grenzfälle "lose aufliegende" oder "fest eingespannte" Platte genau beschreiben.

Die theoretischen Grundlagen des Verfahrens von Gardner und Miller, die zunächst in "BRITISH STANDARD BS 1500" aufgenommen wurden und auch in andere Regelwerke (s. Abschn. 2.1.1) Eingang fanden, werden in Abschn. 2.2 noch näher erläutert.

2.1.3 Berechnungsverfahren in der Großchemie

Das in diesem Abschnitt behandelte Verfahren geht auf die Arbeiten von Gardner und Miller bzw. auf die Normrichtlinie "BRITISH STANDARD BS 1500" zurück und diente einem Unternehmen der Großchemie in den zurückliegenden Jahren zur Rohrplattenberechnung. Es arbeitet mit den gleichen Hilfsfunktionen, die schon in Abschn. 2.1.2 erwähnt werden, und erfordert wie beim Verfahren nach Gardner und Miller iteratives Vorgehen bei der Dimensionierung der Rohrplattendicke. Der wesentliche Unterschied ist darin zu sehen, daß bei Gardner und Miller die Rohrbodendicke solange variiert werden muß, bis die Radialspannung kleiner oder gleich der zulässigen Spannung wird ($\sigma_r \leq \sigma_{zul}$), während bei dem Verfahren der Großchemie die vorgeschätzte Plattendicke gleich mit der errechneten verglichen werden kann. Auf die Möglichkeit, aus der Berechnungsformel für die Radialspannung eine Dimensionierungsvorschrift für die Rohrplattendicke zu gewinnen, wird bereits in Abschn. 2.1.2 hingewiesen.

Das Verfahren der Großchemie, das ebenso wie das Verfahren nach Gardner und Miller im Gegensatz zum gültigen technischen Regelwerk in der Bundesrepublik die Rückstellkraft der Rohre und die unterschiedlichen Wärmedehnungen von Mantel und Rohren berücksichtigt, weist jedoch in anderer Hinsicht einen Fehler auf. Die Rohrbodendicke, die sich bei der Iteration notwendigerweise ändern muß, beeinflusst nicht die Berechnung der Längsspannung σ_M im Mantel. Die Annahme, daß diese Spannung über

den Querschnitt konstant sei für einen bestimmten Belastungsfall, ist sicherlich zulässig. Doch läßt sich leicht zeigen, daß σ_M von der Rohrbodendicke s abhängig ist.

Geht man vom Kräftegleichgewicht an der Rohrplatte aus

$$F_M + F_R = p \cdot (A_G - A_1), \quad (2.5)$$

setzt darin unter Beachtung einer konstanten Längsspannung im Mantel für die Mantellängskraft

$$F_M = \sigma_M \cdot A_M \quad (2.6)$$

und für die Summe aller Rohrkräfte

$$F_R = 2 \cdot \pi \cdot \frac{A_R}{A_G} \int_0^R \sigma_R / \bar{k}(s), \underline{r} \cdot r \cdot dr, \quad (2.7)$$

so folgt nach Division durch die Mantelfläche A_M aus Gleichung (2.5)

$$\sigma_M = \frac{A_G - A_1}{A_M} p - 2\pi \cdot \frac{A_R}{A_G} \cdot \frac{1}{A_M} \int_0^R \sigma_R / \bar{k}(s), \underline{r} \cdot r \cdot dr. \quad (2.8)$$

Aus Gleichung (2.8) läßt sich unmittelbar ablesen, daß wegen des für einen bestimmten Belastungsfall konstanten ersten Ausdruckes auf der rechten Seite und der offensichtlichen Abhängigkeit der Längsspannung σ_R in den Rohren von s auch σ_M von der Rohrplattendicke abhängen muß.

2.1.4 Berechnungsverfahren nach Sterr

Von Sterr liegen zwei Untersuchungen vor, die auch

die Dimensionierung von Rohrplatten behandeln. In seiner ersten Arbeit [13] gibt er ein Berechnungsverfahren an, das kurz umrissen werden soll. Die Rohrplatte wird in einen berohrten und einen unberohrten Bereich unterteilt. Die Verschwächung des Plattenquerschnitts sowie die Rückstellkraft des Rohrfeldes werden berücksichtigt wie bei Gardner und Miller. Gegenüber diesen beiden Autoren führt Sterr zwei Größen ein, auf die in Abschn. 2.2.2.4 und 2.2.2.5 eingegangen wird: Es handelt sich um die sog. Rohrbettungsziffer, die implizit auch im Verfahren von Gardner und Miller enthalten ist, und um den sog. Einspannfaktor, der die Eigenschaft der Verbindung Mantel/Rohrplatte erfassen soll. Unterschiedliche Wärmedehnungen von Mantel und Rohren werden nicht erfaßt, weil Sterr zunächst lediglich Untersuchungen an einem an beiden Seiten durch Rohrplatten befestigten Rohrbündel durchgeführt und somit den Einfluß des Apparatemantels vernachlässigt hat.

In der zweiten Arbeit [2] gibt Sterr ein stark verbessertes Berechnungsverfahren an. Außer Rohrbündel und Rohrplatten lassen sich alle durch Verformung des Rohrbündels und der Rohrplatten beeinflussten Bauteile (also auch der Mantel) berechnen. Unterschiedliche Wärmedehnungen von Mantel und Rohren werden berücksichtigt. Der Einspannfaktor taucht nicht mehr explizit auf.

Die theoretischen Grundlagen des Berechnungsverfahrens nach Sterr sind denen von Gardner und Miller ähnlich und werden in Abschn. 2.2 im Zusammenhang mit der Darstellung des in der vorliegenden Untersuchung ver-

wendeten Rechenverfahrens beschrieben.

2.1.5 Berechnungsverfahren nach O' Donnell

Abweichend zu den bisher beschriebenen Verfahren behandelt O' Donnell [14] die Rohrplatten eines Wärmeübertragers als gleichwertige homogene anisotrope Platte, d.h. er berücksichtigt die Abhängigkeit der Platteneigenschaften von Radius und Umfangswinkel.

Die Differentialgleichung der äquivalenten orthotropen Platte in kartesischen Koordinaten lautet:

$$D_1 \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \cdot (D_2 + D_4) \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + D_1 \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = q, \quad (2.9)$$

wobei die D_i ($i = 1, 2, 4$) Ausdrücke für Steifigkeiten sind und q die Belastung darstellt. Für diese Differentialgleichung ist keine geschlossene Lösung bekannt. Okubo [15] schlägt zwei Lösungsmethoden vor. Mit einem Lösungsansatz unendlicher komplexer Reihen können sehr genaue Ergebnisse erzielt werden. Während die Differentialgleichung durch die abgebrochene Reihenentwicklung befriedigt wird, kann wohl die Randbedingung der Durchbiegung, nicht aber die Momentenrandbedingung genau eingehalten werden. Weil das angedeutete Verfahren sehr aufwendig ist, hat Okubo einen vereinfachten Ansatz näherungsweise achsensymmetrischer Durchbiegung gemacht:

$$w = \frac{q \cdot R^4}{64 \cdot D'} \cdot \left(1 - \frac{r^2}{R^2}\right) \cdot \left(C^* - \frac{r^2}{R^2}\right), \quad (2.10)$$

worin D' die äquivalente Steifigkeit des gelochten Materials bedeutet. Auch mit diesem Ansatz wird die

Momentenrandbedingung nicht erfüllt. O'Donnell optimiert das Näherungsverfahren durch eine geeignete Definition des Faktors C^* derart, daß das Restmoment am Rand minimal wird, d.h. das mittlere Radialmoment am Plattenumfang verschwindet.

Die beiden Verfahren stimmen in der Nähe der Plattenmitte sehr gut überein; dagegen treten am Plattenrand nach dem vereinfachten Ansatz erhebliche Ungenauigkeiten auf.

2.2 Theoretische Behandlung

Im folgenden wird das dieser Arbeit zugrundeliegende Berechnungsverfahren zur Nachrechnung bzw. Dimensionierung von Rohrplatten ausführlich dargestellt. Ausgehend von der Differentialgleichung der elastisch gebetteten ebenen, dünnen Kreisplatte werden die Lösungen für die wichtigsten Berechnungsgrößen angegeben. In der anschließenden Betrachtung sind die wichtigsten Einflußgrößen der Rohrplattenberechnung genannt, und es wird festgestellt, inwieweit diese Einflußgrößen in das verwendete Verfahren einbezogen werden.

In diesem Zusammenhang werden auch Parallelen zu den Berechnungsverfahren von Gardner und Miller sowie von Sterr gezogen bzw. wird auf Unterschiede hingewiesen.

2.2.1 Differentialgleichung der elastisch gebetteten Platte

Die meisten Verfahren zur Rohrplattenberechnung

stützen sich auf die Theorie ebener, dünner Platten; sie legen die Eigenschaften der "Kirchhoff-Platte" zugrunde, die sich etwa wie folgt formulieren lassen (s. Klapp [16_7]):

1. Die Dicke der Platte ist klein gegenüber ihren anderen Abmessungen.
2. Die Durchbiegung der Mittelfläche ist gering im Vergleich zur Plattendicke.
3. Die Mittelfläche wird bei der Verformung nicht gestreckt, sondern nur durchgebogen.
4. Querschnitte senkrecht zur Mittelfläche stehen auch nach der Verformung senkrecht zu dieser.

Für eine zentralsymmetrische Belastung ergibt sich aus diesen Voraussetzungen, daß in der Platte keine Schubspannungen und demzufolge auch keine Torsionsmomente auftreten. Dagegen sind ein Radialmoment und ein Tangentialmoment vorhanden. Ferner existiert eine mit dem Radius veränderliche Querkraft. Diese Querkraft geht ein in das axiale Kräftegleichgewicht der an einem infinitesimalen Kreisplattenelement wirkenden Schnittkräfte, woraus die Differentialgleichung für die Durchbiegung der zentralsymmetrisch belasteten Kreisplatte abgeleitet wird.

$$\Delta \Delta w(r) = \frac{d^4 w(r)}{dr^4} + 2 \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{d^3 w(r)}{dr^3} - \frac{1}{r^2} \cdot \frac{d^2 w(r)}{dr^2} + \frac{1}{r^3} \cdot \frac{dw(r)}{dr} = \frac{p}{B} \quad (2.11)$$

Diese Gleichung, in der p die Flächenbelastung und B die Plattensteifigkeit darstellen, gilt jedoch nur für ungelochte Platten. Die verschwächende Wirkung der Bohrungen wird erfaßt, wenn man eine reduzierte Rohrplattensteifigkeit

$$B_v = v \cdot B \quad (2.12)$$

definiert. Möglichkeiten zur Bestimmung des Verschwächungsbeiwertes v werden in Abschn. 2.2.2.2 ausführlich dargestellt.

Führt man die reduzierte Steifigkeit B_v in Gleichung (2.11) ein und berücksichtigt zusätzlich zur Flächenkraft infolge der Druckbelastung auch die Rückstellkraft der Rohre, so erhält man als beschreibende Gleichung für die Durchbiegung einer Rohrplatte die Differentialgleichung dünner, ebener Platten in der sog. Winkler'schen Form:

$$\Delta \Delta w(r) = \frac{\tilde{p} - K \cdot w^*(r)}{B_v} \quad (2.13)$$

Hierin bedeutet K die auch von Sterr benutzte Rohrbettungsziffer, die in Abschn. 2.2.2.4 behandelt wird. Durch den zusätzlichen Term $- K \cdot w^*(r)$ auf der rechten Seite der Differentialgleichung wird das Verhalten einer elastisch gebetteten Platte beschrieben. Wie im anschließenden Kapitel ausgeführt, ist $w^*(r)$ nicht identisch mit der Lösung der Differentialgleichung $w(r)$.

Anstelle der Flächenbelastung p bei einer Vollplatte wird in Gleichung (2.13) mit der Bezeichnung $\tilde{p}$ formal angedeutet, daß die tatsächlich wirkende Druckbelastung auf die Verhältnisse einer elastisch gestützten Rohrplatte umgerechnet werden muß.

2.2.1.1 Lösungsansatz für die Durchbiegung der Rohrplatte

Der Lösungsansatz für Differentialgleichung (2.13) läßt sich z.B. analog zu [17] oder [2] in folgender Form angeben:

$$w(r) = \frac{\tilde{p}}{K} + w \cdot [c_1 \cdot z_1(r) + c_2 \cdot z_2(r) + c_3 \cdot z_3(r) + c_4 \cdot z_4(r)] \quad (2.14)$$

Die c_i ($i = 1, \dots, 4$) sind Integrationskonstanten, ω ist eine willkürlich aus dem eckigen Klammerausdruck herausgezogene Größe mit der Dimension einer Länge. Bei den Z_i handelt es sich um Zylinderfunktionen, und zwar um die modifizierten Bessel-Funktionen Z_1 und Z_2 sowie um die Neumann-Funktionen Z_3 und Z_4 . Wegen der Eigenschaft der Neumann-Funktionen, für gegen Null strebende Argumente ($r \rightarrow 0$) unendlich große Werte anzunehmen (siehe z.B. [18]), müssen die Integrationskonstanten c_3 und c_4 identisch Null gesetzt werden, da sonst der Plattenmittelpunkt singulär wird. Damit vereinfacht sich der Lösungsansatz für die Durchbiegung der Rohrplatte

$$w(r) = \frac{\tilde{p}}{K} + \omega \cdot [\sqrt{c_1} \cdot Z_1(r) + c_2 \cdot Z_2(r)] \quad (2.15)$$

Spaltet man die Funktion $w^*(r)$, die auf der rechten Seite der Differentialgleichung (2.13) erscheint, auf in einen konstanten Anteil, der die Verschiebung der Rohrplatte am Rande angibt, und einen vom Radius abhängigen Anteil, der die eigentliche Durchbiegung der Rohrplatte darstellt und mit der Lösungsfunktion identisch ist,

$$w^*(r) = w_0 + w(r), \quad (2.16)$$

so läßt sich Gleichung (2.13) auch schreiben:

$$\Delta \Delta w(r) = \frac{\tilde{p} - K \cdot [\bar{w}_0 + w(r)]}{B_v} = \frac{(\tilde{p} - K \cdot w_0) - K \cdot w(r)}{B_v} \quad (2.17)$$

Die Lösung $w(r)$ tritt also auch auf der rechten Seite der Differentialgleichung auf. Analog zu Gleichung (2.15) lautet der Lösungsansatz für (2.17):

$$w(r) = \frac{\tilde{p} - K \cdot w_0}{K} + \omega \cdot [\sqrt{c_1} \cdot Z_1(r) + c_2 \cdot Z_2(r)] = \frac{\tilde{p}}{K} - w_0 + \omega \cdot [\sqrt{c_1} \cdot Z_1(r) + c_2 \cdot Z_2(r)] \quad (2.18a)$$

oder, wenn man die Integrationskonstanten zunächst noch mit der Dimension einer Länge zuläßt,

$$w(r) = \left(\frac{\bar{w}}{K} - w_0 \right) + \left[c_1^* \cdot z_1(r) + c_2^* \cdot z_2(r) \right]. \quad (2.18b)$$

In der Lösungsfunktion nach Gleichung (2.18b) sind drei Unbekannte enthalten, und zwar die konstante Längenänderung des Apparatemantels bzw. die Verschiebung der Rohrplatte am Rand w_0 sowie die beiden Integrationskonstanten c_1^* und c_2^* . Die konstante Verschiebung w_0 , die eine Belastung der Rohrplatte hervorruft, läßt sich wie folgt aufteilen:

$$w_0 = \Delta l_M \cdot \frac{1}{2} \cdot (\alpha_R \cdot \Delta \vartheta_R \cdot l_R - \alpha_M \cdot \Delta \vartheta_M \cdot l_M) = \Delta l(p) + \Delta l(\vartheta) \quad (2.19)$$

In dieser Schreibweise wird deutlich, daß sich w_0 aus einem druckabhängigen Anteil und einem Wärmedehnteil zusammensetzt. Der Faktor $\frac{1}{2}$ vor dem Klammerausdruck erklärt sich aus der Voraussetzung gleicher Dicke beider Rohrplatten. Belastend auf die Rohrplatte wirkt sich also immer nur die Längenänderung der halben Mantel- oder Rohrlänge aus. Entsprechend gibt Δl_M auch nur die Längenänderung der halben Mantellänge wieder.

Unter der Voraussetzung gleicher rechnerisch einzusetzender Rohr- und Mantellänge ($l_M = l_R = l$), was oftmals zutreffend ist, ändert sich Gleichung (2.19)

$$w_0 = \Delta l_M \cdot \frac{1}{2} \cdot (\alpha_R \cdot \Delta \vartheta_R - \alpha_M \cdot \Delta \vartheta_M) \cdot l = \Delta l_M - y \quad \text{bzw.} \quad (2.20a)$$

$$w_0 = \frac{1}{2} \cdot \left[\frac{\Delta l_M}{l} - (\alpha_R \cdot \Delta \vartheta_R - \alpha_M \cdot \Delta \vartheta_M) \right] \cdot l = \frac{1}{2} \cdot \left[\varepsilon(p) + \varepsilon(\vartheta) \right] \cdot l \quad (2.20b)$$

Mit y wird die Differenz infolge unterschiedlicher Wärmelängenänderungen von Rohren und Mantel abgekürzt.

Gleichung (2.20b) zeigt, daß sich auch die Dehnung in einen druck- und in einen temperaturabhängigen Anteil zerlegen läßt. Eine ausführliche Betrachtung einzelner Dehnungsanteile erfolgt im Zusammenhang mit der Dehnungsmessung in Abschn. 5.1.1.

2.2.1.2 Lösung der Differentialgleichung und Diskussion der analytischen Ergebnisse

Zur Bestimmung der in 2.2.1.1 angegebenen Unbekannten w_0 , c_1^* und c_2^* müssen drei linear unabhängige Gleichungen gefunden werden. Ein Zusammenhang ergibt sich aus dem Kräftegleichgewicht an der Rohrplatte, zwei weitere Gleichungen aus Randbedingungen. Die erste Randbedingung fordert, daß am Rand des Rohrbodens eines Rohrbündel-Apparates entsprechend Gleichung (2.16) keine Durchbiegung vorhanden ist; die zweite formuliert die Randneigung der Rohrplatte allgemein.

Die drei Gleichungen lassen sich wie folgt niederschreiben:

$$\text{Kräftegleichgewicht: } F_M + F_R = p \cdot (A_G - A_1) \quad (2.21)$$

$$\text{Randdurchbiegung: } w(r=R) = 0 \quad (2.22)$$

$$\text{Randneigung: } w'(r=R) = (1-A) \cdot w'_a(r=R) \quad (2.23)$$

Gleichung (2.21) ist mit der in Abschn. 2.1.3 angegebenen Formel (2.5) identisch. Damit wird an dem Ansatz von Gardner und Miller festgehalten. Die beiden genannten Autoren entwickeln ihr Verfahren dann für die beiden Grenzfälle der "lose aufliegenden" (Index "a") und der "fest eingespannten" Platte (Index "e") mit den bekannten Randbedingungen für das Radialmoment am Plattenrand bzw. die Randneigung. Im Grenzfall der ideal "lose

aufliegenden" Platte verschwindet notwendigerweise das Randmoment in radialer Richtung

$$m_{r_a}(r=R) = 0 \quad (2.24)$$

und für die ideal "fest eingespannte" Platte darf keine Randneigung vorhanden sein:

$$w'_e(r=R) = 0 \quad (2.25)$$

Im Gegensatz zum Verfahren von Gardner und Miller wird bei dem Berechnungsgang, der dieser Arbeit zugrundeliegt, die Randneigung mit Gleichung (2.23) auch für alle Fälle beschrieben, die zwischen den beiden Extremen "lose aufliegende" und "fest eingespannte" Platte liegen. Auf Möglichkeiten, den zur Verallgemeinerung des Einspannverhaltens der Rohrplatte eingeführten Faktor A zu bestimmen, wird in Abschn. 2.2.2.5 ausführlich eingegangen. A wird zunächst als freier Parameter mitgeschleppt.

Bevor das im Rahmen dieser Arbeit verwendete Gleichungssystem angegeben wird, bedarf Gleichung (2.21) noch einer Erläuterung. Die gewünschte Beziehung zwischen den drei Unbekannten der Lösungsfunktion $w(r)$ läßt sich erst über zahlreiche weitere Beziehungen herstellen. Führt man zunächst die beiden unbekannten Spannungen σ_R und σ_M in (2.21) ein oder stellt man (2.8) entsprechend um, so erhält man

$$\sigma_M \cdot A_M + 2 \cdot \pi \cdot \frac{A_R}{A_G} \int_0^R \sigma_R(r) \cdot r \cdot dr = p \cdot (A_G - A_1). \quad (2.26)$$

Beachtet man die Beziehung

$$\tilde{p} = \frac{A_G - A_1}{A_G} \cdot p = A_G^* \cdot p, \quad (2.27)$$

wendet sinngemäß die Gleichungen (2.50) bzw. (2.51) und (2.52) bzw. (2.53) an, benutzt ferner die Gleichungen (2.16a) bzw. (2.16b) und (2.18a) sowie die in Abschn. 2.2.2.4 definierte Rohrbettungskennziffer (Gleichung (2.127)), so führt die Rechnung auf folgenden Zusammenhang zwischen den drei Unbekannten w_0 , c_1 und c_2 bzw. c_1^* und c_2^* :

$$\Delta l_M = w_0 + y = \pi \cdot \frac{K \cdot l \cdot \omega}{E_M \cdot A_M} \int_0^R [\bar{c}_1 \cdot Z_1(r) + c_2 \cdot Z_2(r)] \cdot r \cdot dr \quad \text{bzw.} \quad (2.28a)$$

$$\Delta l_M = w_0 + y = \pi \cdot \frac{K \cdot l}{E_M \cdot A_M} \int_0^R [\bar{c}_1^* \cdot Z_1(r) + c_2^* \cdot Z_2(r)] \cdot r \cdot dr \quad (2.28b)$$

Anknüpfend an die von Klapp und Lambrecht [19] vorgeschlagene Aufgliederung der Formeln für Durchbiegung, Neigung, Krümmung und Momente in zwei Anteile, die durch die Faktoren A und 1-A gekennzeichnet sind, erhält das vollständige Gleichungssystem folgendes Aussehen¹⁾:

Durchbiegung

$$w(r) = (1-A) \cdot w_a(r) + A \cdot w_e(r) \quad (2.29)$$

$$w_{a/e}(r) = \left(\frac{\tilde{p}}{K} - w_{0/a/e} \right) + [\bar{c}_1^* \cdot Z_1(kr) + c_{2/a/e}^* \cdot Z_2(kr)] \quad (2.30/31)$$

Neigung

$$w'(r) = (1-A) \cdot w'_a(r) + A \cdot w'_e(r) \quad (2.32)$$

$$w'_{a/e}(r) = k \cdot [\bar{c}_1^* \cdot Z_{1x}(kr) + c_{2/a/e}^* \cdot Z_{2x}(kr)] \quad (2.33/34)$$

1) Es sei noch einmal darauf aufmerksam gemacht, daß der Spannungsfaktor A zunächst als freier Parameter mitgeführt wird.

Krümmung

$$w''(r) = (1-A) \cdot w''_a(r) + A \cdot w''_e(r) \quad (2.35)$$

$$w''_{a/e}(r) = k^2 \cdot \left\{ c_{1a/e}^* \cdot \left[\bar{z}_2(kr) - \frac{z_1(kr)}{kr} \right] + c_{2a/e}^* \cdot \left[\bar{z}_1(kr) + \frac{z_2(kr)}{kr} \right] \right\} \quad (2.36/37)$$

Momente

$$m_r(r) = (1-A) \cdot m_{r_a}(r) + A \cdot m_{r_e}(r) \quad (2.38)$$

$$m_{r_{a/e}}(r) = -B_V \cdot \left[\bar{w}''_{a/e}(r) + \nu \cdot \frac{w'_{a/e}(r)}{r} \right] \quad (2.39/40)$$

$$m_t(r) = (1-A) \cdot m_{t_a}(r) + A \cdot m_{t_e}(r) \quad (2.41)$$

$$m_{t_{a/e}}(r) = -B_V \cdot \left[\bar{w}''_{a/e}(r) + \frac{w'_{a/e}(r)}{r} \right] \quad (2.42/43)$$

Kräftegleichgewicht

$$F_{M_{a/e}} + F_{R_{a/e}} = p \cdot (A_G - A_1) \quad (2.44/45)$$

Kräfte

$$F_{M_{a/e}} = \sigma_{M_{a/e}} \cdot A_M \quad (2.46/47)$$

$$F_{R_{a/e}} = 2 \cdot \pi \cdot \frac{A_R}{A_G} \int_0^R \sigma_{R_{a/e}}(r) \cdot r \cdot dr \quad (2.48/49)$$

Spannungen

$$\sigma_{M_{a/e}} = 2 \cdot \frac{\Delta l_{M_{a/e}}}{l} \cdot E_M \quad (2.50/51)$$

$$\sigma_{R_{a/e}} = 2 \cdot \frac{\tilde{p} + \left[\bar{c}_{1a/e}^* \cdot z_1(kr) + c_{2a/e}^* \cdot z_2(kr) \right]}{l} \cdot E_R \quad (2.52/53)$$

Randbedingungen

$$w_{a/e}(R) = 0 \quad (2.54/55)$$

$$w'_e(R) = 0 \quad (2.56)$$

$$m_{r_a}(R) = 0 \quad (2.57)$$

Verträglichkeitsbedingung

$$\Delta l_{M_{a/e}} \doteq w_{o_{a/e}} + y \quad (2.58/59)$$

Im vorstehenden Gleichungssystem sind immer dann zwei Gleichungen zu einer zusammengefaßt, wenn sie sich formal lediglich durch die Indizes "a" ("lose aufliegend") und "e" ("fest eingespannt") an den Unbekannten unterscheiden.

Die zur vollständigen Beschreibung der Lösungsfunktion $w(r)$ für die Rohrplattendurchbiegung erforderlichen Unbekannten w_{o_a} , w_{o_e} ; c^*_a , c^*_e ; c^*_a ; c^*_e werden mit Hilfe der Gleichungen (2.29) bis (2.59) bestimmt. Aus der so gewonnenen Lösung $w(r)$ der Differentialgleichung der elastisch gebetteten Platte sowie den beiden ersten Ableitungen kann man die wichtigsten Spannungskomponenten berechnen, die der Konstrukteur zur festigkeitsmäßigen Beurteilung von Rohrbündel-Wärmeübertragern mit geraden, festen Rohren ohne Dehnungsausgleicher heranzieht. Es handelt sich um die Radialspannung σ_r und die Tangentialspannung σ_t an der äußeren Oberfläche der Rohrplatte sowie um die Längsspannungen σ_R in den Rohren und σ_M im Apparatemantel.

$$\sigma_r(r) = -\frac{6}{\mu} \cdot \frac{B}{s} \cdot \frac{v}{2} \cdot \nabla w''(r) + v \cdot \frac{w'(r)}{r} \quad (2.60)$$

$$\sigma_t(r) = -\frac{6}{\mu} \cdot \frac{B}{s} \cdot \frac{v}{2} \cdot \nabla \cdot w''(r) + \frac{w'(r)}{r} \quad (2.61)$$

$$\sigma_R(r) = 2 \cdot \frac{w_o + w(r)}{1} \cdot E_R = 2 \cdot \frac{(\Delta l_M - y) + w(r)}{1} \cdot E_R \quad (2.62)$$

$$\sigma_M = \frac{A_G - A_1}{A_M} p - 2\pi \cdot \frac{A_R}{A_M} \cdot \frac{1}{A_G} \int_0^R \sigma_R(r) \cdot r \cdot dr \quad (2.63)$$

Die Gleichungen (2.60) und (2.61) für die Rohrplattenspannungen sind entsprechend (2.39/40) und (2.42/43) aus der Schalentheorie entlehnt. Sie enthalten die nach Gleichung (2.12) definierte reduzierte Plattensteifigkeit B_v und den Beiwert μ , der zur Ermittlung der Spannungen in den Stegen der Rohrplatte dient. Miller setzt μ näherungsweise gleich dem Verschwächungsbeiwert v (vgl. Abschn. 2.2.2.2). Die Berechnung der Längsspannung in den Rohren nach Gleichung (2.62) erfolgt ohne Berücksichtigung der Querkontraktion. Beim Einsetzen der durch die Gleichungen (2.29), (2.30) und (2.31) allgemein formulierten Lösung $w(r)$ in (2.62) ist ein weiterer Zusammenhang zu beachten.

$$w_o = (1-A) \cdot w_{o_a} + A \cdot w_{o_e} \quad \text{bzw.} \quad (2.64a)$$

$$\Delta l_M = (1-A) \cdot \Delta l_{M_a} + A \cdot \Delta l_{M_e} \quad (2.64b)$$

Die konstante Verschiebung der Rohrplatte läßt sich also ebenfalls in einen vom Einspannfaktor A und einen von $1-A$ abhängigen Anteil aufspalten.

Die Formel für die konstante Längsspannung im Apparatemantel (2.63) ist identisch mit der in Abschn. 2.1.3 angegebenen Gleichung (2.8).

Die analytischen Ergebnisse für die Berechnung der vier aufgeführten Spannungskomponenten (Gleichungen (2.60) bis (2.63)) sollen hier nicht in voller Länge niedergeschrieben, sondern in zusammengefaßter Form diskutiert werden. Bedient man sich wiederum der von Klapp und Lambrecht vorgeschlagenen Darstellungsweise [19], so bietet sich zunächst folgender Formalismus an:

Radialspannung an der rohrraumseitigen Oberfläche
der Rohrplatte

$$\sigma_r(r, A) = \sigma_r^* \cdot \sqrt{1-A} \cdot \alpha_1 \cdot K_1(r) + A \cdot \beta_1 \cdot K_2(r) \quad (2.65)$$

Tangentialspannung an der rohrraumseitigen Oberfläche
der Rohrplatte

$$\sigma_t(r, A) = \sigma_t^* \cdot \sqrt{1-A} \cdot \alpha_2 \cdot L_1(r) + A \cdot \beta_2 \cdot L_2(r) \quad (2.66)$$

Längsspannung in den Rohren

$$\sigma_R(r, A) = \gamma_1 \cdot \left\{ p - \sigma_R^* \cdot \sqrt{1-A} \cdot \alpha_3 \cdot M_1(r) + A \cdot \beta_3 \cdot M_2(r) \right\} \quad (2.67)$$

Längsspannung im Mantel

$$\sigma_M(A) = \gamma_2 \cdot \left\{ p - \sigma_M^* \cdot \sqrt{1-A} \cdot \alpha_4 + A \cdot \beta_4 \right\} \quad (2.68)$$

In diesen Formeln, die vorerst nur die Abhängigkeit der berechneten Spannungen vom variablen Rohrplattenradius r und vom Einspannfaktor A zeigen, bedeuten ferner

$$p = p_M - p_R - \frac{A_R}{A_G - A_1} \cdot p_R \quad - \text{ äquivalente Druckdifferenz}$$

$$\sigma_r^* = \sigma_t^*; \quad \sigma_R^* = \sigma_M^* \quad - \text{ für eine vorgegebene Konstruktion konstante Größen mit der Dimension einer Spannung}$$

$$\alpha_i, \beta_i, \gamma_j \quad (i=1, \dots, 4; j=1, 2) \quad - \text{ für eine vorgegebene Konstruktion konstante Größen, dargestellt durch Zylinderfunktionen mit konstantem Argument}$$

- K_j, L_j, M_j ($j=1,2$) - für eine vorgegebene Konstruktion vom variablen Rohrplattenradius abhängige Funktionen, dargestellt durch Zylinderfunktionen mit variablem Argument.

Man erkennt in den Gleichungen (2.65) bis (2.68), daß sich alle vier Spannungskomponenten im wesentlichen in zwei Bestandteile aufgliedern lassen, und zwar in einen, der durch Einspannfaktor A bestimmt wird, und in einen solchen, der durch $1-A$ gekennzeichnet ist. Ausführlicher kann man die Abhängigkeit der Spannungskomponenten von den verschiedenen Parametern ablesen, wenn man sich für gegebene Geometrien und Hauptabmessungen folgende Darstellung für die Lösung der Differentialgleichung vergegenwärtigt:

$$w = w\left\{p_j, \vartheta_j; k(s), A(s, \delta_n); Z_1 \sqrt{k}(s), \underline{R}, Z_{1x} \sqrt{k}(s), \underline{R}; Z_1 \sqrt{k}(s), \underline{r}\right\} \quad (2.69)$$

Die Funktion der Rohrplattendurchbiegung hängt also ab von den herrschenden Betriebsbedingungen, den Drücken p_j , die mantel- und/oder rohraumseitig wirken, und den mittleren Temperaturen ϑ_j der Innenrohre bzw. des Mantels; ferner gehen die Kennzahl der Konstruktion k und der Einspannfaktor A in die Lösungsfunktion w ein - zwei Einflußgrößen, die in den Abschn. 2.2.2.1 und 2.2.2.5 noch beschrieben bzw. diskutiert werden. Des weiteren erkennt man die Abhängigkeit der Durchbiegung von den modifizierten Bessel-Funktionen Z_i ($i=1,2$) und deren Ableitungen Z_{ix} , und zwar für $r=R=\text{const}$. Für variables r hängt w nur von den Z_i ab. Der Index "x" bedeutet, daß es sich hier um die Ableitung nach dem Argument $x=k \cdot r$ handelt.

Analog zur Darstellung der Rohrplattendurchbiegung folgt für die betrachteten Spannungskomponenten:

$$\sigma_r = \sigma_r \left\{ p_j, \vartheta_j; s, r; k(s), A(s, \delta_n); Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)} \right\} \quad (2.70)$$

$$\sigma_t = \sigma_t \left\{ p_j, \vartheta_j; s, r; k(s), A(s, \delta_n); Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)} \right\} \quad (2.71)$$

$$\sigma_R = \sigma_R \left\{ p_j, \vartheta_j; \quad k(s), A(s, \delta_n); Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)} \right\} \quad (2.72)$$

$$\sigma_M = \sigma_M \left\{ p_j, \vartheta_j; \quad k(s), A(s, \delta_n); Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)}, \bar{R}/Z_1 \sqrt{k(s)} \right\} \quad (2.73)$$

Bei den Rohrplattenspannungen σ_r und σ_t ist zusätzlich eine unmittelbare Abhängigkeit von der Rohrplattendicke s und vom Radius r zu erkennen. Die Längsspannung σ_R in den Rohren dagegen hängt nicht von den Ableitungen der modifizierten Bessel-Funktionen mit variablem r ab; die Längsspannung σ_M im Apparatemantel ist für gegebene Betriebsbedingungen (p_j, ϑ_j) und bekannte Abmessungen (s, δ_n) konstant.

Während σ_r und σ_t also eine explizite und implizite Abhängigkeit von r und s zeigen, enthält σ_R den variablen Radius und die Rohrplattendicke nur implizit. Nach der getroffenen Voraussetzung wird σ_M als konstant im gesamten Mantelquerschnitt angenommen. r taucht also weder explizit noch implizit auf; s geht implizit in die Formel (2.73) ein (vgl. auch Abschn. 2.1.3).

Man findet weiter heraus, daß die Dicke des Rohrbo-
dens nicht nur für die Ermittlung der Kennzahl der

Konstruktion notwendig ist; s muß ferner bekannt sein, um Zahlenwerte aus den Zylinderfunktionen Z_1 und Z_{1x} zu gewinnen, deren Argument $k(s) \cdot r$ ist mit $k(s) = \text{const.}$

Der Vollständigkeit halber sei noch erwähnt, daß δ_n für die Wanddicken an die Rohrplatte anschließender Bauteile (Mantel, Flansch) steht, die man ggf. in das Verfahren einbauen kann. Die Möglichkeit, auch diese Abmessungen in einen Formalismus für den Einspannfaktor einzubeziehen, wird in Abschn. 2.2.2.5 erörtert.

2.2.1.3 Diskussion von Grenzfällen für die Durchbiegungs- und die Neigungsfunktion der Rohrplatte

Mit der in diesem Abschnitt vorgenommenen Untersuchung soll nachgewiesen werden, inwieweit die ermittelte Lösungsfunktion $w(r)$ für die Differentialgleichung der elastisch gebetteten Platte und ihre erste Ableitung $w'(r)$ im Bereich $0 \leq r \leq R$ sinnvolle Ergebnisse liefern bzw. in welchen Grenzfällen der Formalismus keine eindeutige Aussage zuläßt. Zu diesem Zweck seien die beiden Formeln für die Durchbiegung $w(r)$ und die Neigung $w'(r)$ an dieser Stelle ausführlich hingeschrieben:

$$w(r) = -A \cdot \frac{\Sigma}{R} \cdot \frac{1}{E} \cdot kR \cdot \left\{ (1-A) \cdot \frac{\sqrt{kR} (Z_1^2 + Z_2^2)^{(1+\nu)} (Z_1 Z_{2x} - Z_2 Z_{1x})^7 - [kR \sqrt{Z_1} Z_1 (kr) Z_2 Z_2 (kr)]^4 (1-\nu) \sqrt{Z_{2x}} Z_1 (kr) Z_{1x} Z_2 (kr)]^7}{kR \sqrt{kR} (Z_1^2 + Z_2^2)^{(1-\nu)} (Z_1 Z_{2x} - Z_2 Z_{1x})^7 - 2Q \sqrt{kR} (Z_1 Z_{2x} - Z_2 Z_{1x}) + (1-\nu) (Z_{1x}^2 + Z_{2x}^2)^7} \right. \\ \left. + A \cdot \frac{\sqrt{Z_1} Z_{2x} - Z_2 Z_{1x}^7 - \sqrt{Z_{2x}} Z_1 (kr) - Z_{1x} Z_2 (kr)]^7}{kR (Z_1 Z_{2x} - Z_2 Z_{1x})^2 - 2Q (Z_{1x}^2 + Z_{2x}^2)} \right\} \quad (2.74)$$

$$w'(r) = A_R^* \cdot \frac{\Sigma}{E_R} \cdot \frac{1}{R} \cdot (kR)^2 \cdot \left\{ (1-A) \cdot \frac{kR \sqrt{Z_1 Z_{1x}}(kr) + Z_2 Z_{2x}(kr) \sqrt{(1-\nu) \sqrt{Z_2 Z_{2x}}(kr) - Z_{1x} Z_{2x}(kr)}}{kR \sqrt{Z_1^2 + Z_2^2} (1-\nu) \sqrt{Z_1 Z_{2x} - Z_2 Z_{1x}} \sqrt{1 - 2Q \sqrt{kR} (Z_1 Z_{2x} - Z_2 Z_{1x})} (1-\nu) (Z_{1x}^2 + Z_{2x}^2)}} + A \cdot \frac{Z_{2x} Z_{1x}(kr) - Z_{1x} Z_{2x}(kr)}{kR (Z_1 Z_{2x} - Z_2 Z_{1x}) - 2Q (Z_{1x}^2 + Z_{2x}^2)} \right\} \quad (2.75)$$

mit der Vereinfachung für Argumente $k \cdot R$ der modifizierten Bessel-Funktionen

$$Z_i(kR) = Z_i ; Z_{ix}(kR) = Z_{ix} \quad (i=1,2). \quad (2.76); (2.77)$$

Die Faktoren vor den geschweiften Klammerausdrücken $-A_R^* \cdot \frac{\Sigma}{E_R} \cdot 1$ und $A_R^* \cdot \frac{\Sigma}{E_R} \cdot \frac{1}{R}$ enthalten geometrische Größen, Werkstoffeigenschaften sowie die Betriebsbedingungen und sollen in der anschließenden Erörterung konstant sein. Betrachtet man den Einspannfaktor A , der nach Abschn. 2.2.2.5 von den Dicken verschiedener Bauteile abhängt, in der formalen Untersuchung zunächst auch als konstant, so lassen sich die funktionalen Abhängigkeiten für w und w' in Anlehnung an die Schreibweise von Gleichung (2.69) wie folgt ausdrücken:

$$w = w \left\{ k(s); Z_i \sqrt{k}(s), \underline{R}, Z_{ix} \sqrt{k}(s), \underline{R}; Z_i \sqrt{k}(s), \underline{r} \right\} \quad (2.78)$$

$$w' = w' \left\{ k(s); Z_i \sqrt{k}(s), \underline{R}, Z_{ix} \sqrt{k}(s), \underline{R}; Z_{ix} \sqrt{k}(s), \underline{r} \right\} \quad (2.79)$$

Auf den Einfluß des Einspannfaktors wird im folgenden nur dann eingegangen, wenn er im Ergebnis eines Grenzwertes vorkommt.

Berücksichtigt man für das Argument

$$x = k.r \quad (2.80)$$

der hier verwendeten modifizierten Bessel-Funktionen und deren erste Ableitungen die beiden Differentiationsvorschriften

$$Z_{ix}(x) = \frac{dz_i(x)}{dx} \quad (2.81)$$

$$Z'_i(x) = \frac{dz_i(x)}{dr} = \frac{dz_i(x)}{dx} \cdot \frac{dx}{dr} = k \cdot \frac{dz_i(x)}{dx} = k \cdot Z_{ix}(x), \quad (2.82)$$

so lauten die entsprechenden unendlichen Reihenentwicklungen:

$$Z_1(kr) = 1 - \frac{\left(\frac{kr}{2}\right)^4}{2!^2} + \frac{\left(\frac{kr}{2}\right)^8}{4!^2} - \frac{\left(\frac{kr}{2}\right)^{12}}{6!^2} + \dots = \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \frac{1}{(2n-2)!^2} \left(\frac{kr}{2}\right)^{4(n-1)} \quad (2.83)$$

$$Z_{1x}(kr) = 2 \left[-\frac{\left(\frac{kr}{2}\right)^3}{2!^2} + 2 \frac{\left(\frac{kr}{2}\right)^7}{4!^2} - 3 \frac{\left(\frac{kr}{2}\right)^{11}}{6!^2} + \dots \right] = \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \frac{1}{2n(2n-1)!^2} \left(\frac{kr}{2}\right)^{4n-1} \quad (2.84)$$

$$Z_2(kr) = -\frac{\left(\frac{kr}{2}\right)^2}{1!^2} + \frac{\left(\frac{kr}{2}\right)^6}{3!^2} - \frac{\left(\frac{kr}{2}\right)^{10}}{5!^2} + \dots = \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \frac{1}{(2n-1)!^2} \left(\frac{kr}{2}\right)^{2(2n-1)} \quad (2.85)$$

$$Z_{2x}(kr) = -\frac{kr}{1!^2} + 3 \frac{\left(\frac{kr}{2}\right)^5}{3!^2} - 5 \frac{\left(\frac{kr}{2}\right)^9}{5!^2} + \dots = \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \frac{1}{(2n-1)(2n-2)!^2} \left(\frac{kr}{2}\right)^{4n-3} \quad (2.86)$$

Wegen eines Vorzeichenunterschieds sei noch der Zusam-

menhang mit den in der Literatur häufig benutzten Bezeichnungen $\text{ber } x$ und $\text{bei } x$ für die modifizierten Bessel-Funktionen (z.B. in [18] oder [20]) angemerkt:

$$Z_1(x) = \text{ber } x \quad (2.87)$$

$$Z_2(x) = -\text{bei } x \quad (2.88)$$

Die in Gleichung (2.82) angegebene Kettenregel ist bei der Ableitung der Durchbiegungsfunktion zu beachten, um dimensionsmäßig richtige Ausdrücke zu erhalten. Die Diskussion von Grenzfällen für Durchbiegungs- und Neigungsfunktion der Rohrplatte ergibt sich aus der Fragestellung:

Wie verhalten sich die Funktionen w und w' , wenn die Rohrplattendicke extrem dick ($s \rightarrow \infty$) bzw. extrem dünn ($s \rightarrow 0$) wird? Zieht man Beziehung (2.114) aus Abschnitt 2.2.2.1 heran, so erkennt man aus dem Zusammenhang zwischen der Kennzahl der Konstruktion k und der Rohrbodendicke s :

$$\text{Fall 1: } k (s \rightarrow \infty) \rightarrow 0 \quad (2.89)$$

$$\text{Fall 2: } k (s \rightarrow 0) \rightarrow \infty \quad (2.90)$$

Sieht man sich das Argument der modifizierten Bessel-Funktion $x=k(s) \cdot r$ an, so stellt man zunächst fest, daß es bei diesen Grenzbetrachtungen alle Werte zwischen Null und unendlich annehmen kann ($0 \leq x \leq \infty$).

Die unendlichen Reihen (2.83) bis (2.86) gelten nur für kleine Argumente, da die Summenbildung aus den Einzelgliedern der Reihenentwicklungen mit zunehmendem x

schlechter gegen einen Grenzwert konvergiert und schließlich sogar divergentes Verhalten zeigt. Aus diesem Grund müssen für große Argumente die z.B. in [18] angegebenen Näherungsfunktionen benutzt werden.

$$z_1(kr) = \text{ber}(kr) \approx \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \cos\left(\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot kr - \frac{\pi}{8}\right) \cdot \frac{e^{\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot kr}}{\sqrt{kr}} \quad (2.91)$$

$$z_2(kr) = -\text{bei}(kr) \approx -\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \sin\left(\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot kr - \frac{\pi}{8}\right) \cdot \frac{e^{\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot kr}}{\sqrt{kr}} \quad (2.92)$$

mit den Ableitungen

$$z_{1x}(kr) = \frac{dz_1(kr)}{d(kr)} \approx -\frac{1}{2\sqrt{\pi}} \left[\sin\left(\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot kr - \frac{\pi}{8}\right) - \frac{kr - \frac{\sqrt{2}}{2}}{kr} \cos\left(\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot kr - \frac{\pi}{8}\right) \right] \frac{e^{\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot kr}}{\sqrt{kr}} \quad (2.93)$$

$$z_{2x}(kr) = \frac{dz_2(kr)}{d(kr)} \approx -\frac{1}{2\sqrt{\pi}} \left[\frac{kr - \frac{\sqrt{2}}{2}}{kr} \sin\left(\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot kr - \frac{\pi}{8}\right) + \cos\left(\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot kr - \frac{\pi}{8}\right) \right] \frac{e^{\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot kr}}{\sqrt{kr}} \quad (2.94)$$

Bei der Untersuchung der Gleichungen (2.74) und (2.75) für extreme Rohrplattendicken (Fall 1) sind lediglich die folgenden Beziehungen zu verwenden, die sich leicht aus (2.83) bis (2.86) ablesen lassen:

$$z_1(0) = 1; \quad \left[\frac{z_1(kr)}{kR} \right]_{k \rightarrow 0} \rightarrow \infty \quad (2.95a); (2.95b)$$

$$z_{1x}(0) = 0; \quad \left[\frac{z_{1x}(kr)}{kR} \right]_{k \rightarrow 0} \rightarrow 0 \quad (2.96a); (2.96b)$$

$$z_2(0) = 0; \int_{k \rightarrow 0} \frac{z_2(kr)}{kR} dk \rightarrow 0 \quad (2.97a); (2.97b)$$

$$z_{2x}(0) = 0; \int_{k \rightarrow 0} \frac{z_{2x}(kr)}{kR} dk \rightarrow -\frac{1}{2} \quad (2.98a); (2.98b)$$

Die beiden Grenzwerte für die Durchbiegung und die Neigung einer theoretisch unendlich dicken Rohrplatte¹⁾ ergeben sich damit für alle Radien r zu:

$$\left. \begin{aligned} \lim_{k \rightarrow 0} w(k, r) &= w(s \rightarrow \infty, r) = 0 \\ (s \rightarrow \infty) \end{aligned} \right\} \quad (2.99)$$

$$\left. \begin{aligned} \lim_{k \rightarrow 0} w'(k, r) &= w'(s \rightarrow \infty, r) = 0 \\ (s \rightarrow \infty) \end{aligned} \right\} \quad \text{für } 0 \leq r \leq R \quad (2.100)$$

Erheblich aufwendiger gestaltet sich die Untersuchung für extrem dünne Rohrplatten (Fall 2). Um den mathematischen Aufwand möglichst gering zu halten, wird der Grenzübergang nicht exakt für $s \rightarrow 0$, sondern für

$$s \rightarrow \tilde{s} > 0$$

vollzogen, wobei $\tilde{s}$ eine von Null verschiedene, beliebig kleine Größe sein soll. Dementsprechend gilt für die Kennzahl der Konstruktion

$$k \rightarrow \tilde{k},$$

d.h. k kann beliebig groß werden, jedoch nicht unendlich.

Der Aufbau des Argumentes der modifizierten Besselfunktionen verlangt eine weitere Fallunterscheidung:

1) Die Grenzwerte nach den Gleichungen (2.99) und (2.100) liefern zwar die erwarteten Ergebnisse; es wird jedoch darauf hingewiesen, daß mit dem Grenzübergang $s \rightarrow \infty$ die Voraussetzungen der Kirchhoff-Platte verletzt werden.

$$\lim_{\substack{k \rightarrow \tilde{k} \\ (s - \tilde{s}) > 0}} k(s) \cdot r \rightarrow \begin{cases} \tilde{k}(s) \cdot r & \text{für } r_0 \leq r \leq R_0 < R \text{ und } r = R \\ 0 & \text{für } r = 0 \end{cases} \quad (2.101)$$

r_0 sei derjenige Radius, für den das Argument $k(s) \cdot r_0$ immer gerade den Wert annimmt, der es erlaubt, sowohl die exakten Reihenentwicklungen als auch die Näherungen für große Argumente zu benutzen. Die Größe R_0 wird eingeführt, um folgenden Tatbestand zu kennzeichnen: für eine theoretisch unendlich dünne Rohrplatte lassen sich Durchbiegungs- und Neigungsfunktion für alle Radien r mit beliebiger Annäherung an den Plattenrand ($0 \leq r \leq R_0$) und für den Plattenrand selbst ($r=R$) bestimmen. Lediglich der Übergang im unendlich kleinen Intervall $R_0 < r < R$ wird mit den hier verwendeten theoretischen Mitteln nicht beschrieben.

Die Fallunterscheidung (2.101) liefert eine wesentliche Information. Bei der Untersuchung des Rohrplattenmittelpunktes dürfen die Näherungen für große Argumente (Gleichungen (2.91) bis (2.94)) nur in Ausdrücke mit dem konstanten Argument $k \cdot R$ in (2.74) und (2.75) eingesetzt werden. Die Zylinderfunktionen mit dem variablen Argument $k \cdot r$ bleiben wegen $0 \leq r \leq r_0$ erhalten.

Im einzelnen führt die Rechnung mit den Näherungsfunktionen (2.91) bis (2.94) auf folgende Funktionen, deren Grenzwerte für $k \rightarrow \tilde{k}$ gleich mitangegeben sind.

$$f_1(k, r) = \frac{\sqrt{\frac{R}{r}}}{e^{\frac{1}{2}k(R-r)}}; \quad \lim_{k \rightarrow \tilde{k}} f_1(k, r) \rightarrow \begin{cases} 0 & \text{für } r_0 < r \leq R_0 < R \\ 1 & \text{für } r = R \end{cases} \quad (2.102)$$

$$f_2(k, r) = \frac{kR \sqrt{\frac{R}{r}}}{e^{\frac{1}{2}k(R-r)}}; \quad \lim_{k \rightarrow \tilde{k}} f_2(k, r) \rightarrow \begin{cases} 0 & \text{für } r_0 < r \leq R_0 < R \\ \tilde{k}R & \text{für } r = R \end{cases} \quad (2.103)$$

$$\varphi_1(k, r) = \frac{1}{k \cdot R} \sqrt{\frac{R}{r}} \cdot \frac{1}{\sqrt[4]{2} k (R-r)}; \lim_{k \rightarrow \tilde{k}} \varphi_1(k, r) \rightarrow \begin{cases} 0 & \text{für } r_0 < r \leq R_0 < R \\ \frac{1}{kR} & \text{für } r=R \end{cases} \quad (2.104)$$

$$\varphi_2(k, r) = \frac{\sqrt{\frac{R}{r}}^3}{\sqrt[4]{2} k (R-r)}; \lim_{k \rightarrow \tilde{k}} \varphi_2(k, r) \rightarrow \begin{cases} 0 & \text{für } r_0 < r \leq R_0 < R \\ 1 & \text{für } r=R \end{cases} \quad (2.105)$$

$$\varphi_3(k, r) = \frac{1}{k \cdot r} \sqrt{\frac{R}{r}} \cdot \frac{1}{\sqrt[4]{2} k (R-r)}; \lim_{k \rightarrow \tilde{k}} \varphi_3(k, r) \rightarrow \begin{cases} 0 & \text{für } r_0 < r \leq R_0 < R \\ \frac{1}{kR} & \text{für } r=R \end{cases} \quad (2.106)$$

$$\varphi_4(k, r) = \frac{1}{kR} \frac{1}{kR} \sqrt{\frac{R}{r}} \cdot \frac{1}{\sqrt[4]{2} k (R-r)}; \lim_{k \rightarrow \tilde{k}} \varphi_4(k, r) \rightarrow \begin{cases} 0 & \text{für } r_0 < r \leq R_0 < R \\ \frac{1}{(kR)^2} & \text{für } r=R \end{cases} \quad (2.107)$$

$$\left. \begin{aligned} \Phi_1(k, R) &= \frac{1}{\sqrt{kR} \cdot e} \cdot \frac{1}{\sqrt[4]{2} k R} \end{aligned} \right\} \quad (2.108)$$

$$\left. \begin{aligned} \Phi_2(k, R) &= \frac{\sqrt{kR}}{\sqrt[4]{2} k R} \\ \Phi_3(k, R) &= \frac{\sqrt{kR}^3}{\sqrt[4]{2} k R} \end{aligned} \right\} \lim_{k \rightarrow \tilde{k}} \Phi_h(k, R) \rightarrow 0 \quad (2.109)$$

$$\left. \begin{aligned} \Phi_4(k, R) &= \frac{\sqrt{kR}^3}{\sqrt[4]{2} k R} \end{aligned} \right\} \quad (2.110)$$

Die Funktionen $\Phi_i(k, r)$ ($i=1,2$) sind diejenigen Ausdrücke, die sich als gemeinsamer Faktor aus den Gleichungen für die Durchbiegung bzw. für die Neigung der dünnen Rohrplatte ausklammern lassen. Die $\varphi_j(k, r)$ ($j=1,2,3,4$) beschreiben Ausdrücke, die für die Untersuchung von $w'(k, r)$ maßgeblich sind. Der Sonderfall $s \rightarrow \tilde{s}$ und $r \rightarrow 0$ wird durch die Ausdrücke $\Phi_h(k, R)$ ($h=1,2,3$) gekennzeichnet.

Mit den in (2.102) bis (2.110) aufgeführten Grenzwerten erhält man die gesuchten Ergebnisse für $s \rightarrow \tilde{s} > 0$, die in Tabelle 2-1 gemeinsam mit denen für $s \rightarrow \infty$ zusammengestellt sind.

$s \rightarrow \infty$			$w(k,r)=w(s \rightarrow \infty, r)$	$w'(k,r)=w'(s \rightarrow \infty, r)$
$k \rightarrow 0$	$r=0$	$k(s) \cdot r \rightarrow 0$ $k(s) \cdot R \rightarrow 0$	0	0
	$0 < r < R$	$k(s) \cdot r \rightarrow 0$ $k(s) \cdot R \rightarrow 0$	0	0
	$r=R$	$k(s) \cdot R \rightarrow 0$	0	0
$s \rightarrow \tilde{s} > 0$			$w(k,r)=w(s \rightarrow \tilde{s} > 0, r)$	$w'(k,r)=w'(s \rightarrow \tilde{s} > 0, r)$
$k \rightarrow \tilde{k}$	$0 < r < r_0$	$k(s) \cdot r \rightarrow 0$ $k(s) R - \tilde{k}(s) \cdot R$	$-A_R^* \cdot \frac{\Sigma}{E_R} \cdot 1$	0
	$0 < r_0 \leq r \leq R_0 < R$	$k(s) \cdot r - \tilde{k}(s) \cdot r$ $k(s) \cdot R - \tilde{k}(s) \cdot R$	$-A_R^* \cdot \frac{\Sigma}{E_R} \cdot 1$	0
	$r=R$	$k(s) R - \tilde{k}(s) \cdot R$	0	$\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot A_R^* \cdot \frac{\Sigma}{E_R} \cdot \frac{1}{R} \cdot \frac{1}{(1-A) \tilde{k}_R} \rightarrow 0$

Tabelle 2-1: Übersicht für Durchbiegung $w(k,r)$ und Neigung $w'(k,r)$ in den Grenzfällen $s \rightarrow \infty$ bzw. $k \rightarrow 0$ und $s \rightarrow \tilde{s} > 0$ bzw. $k \rightarrow \tilde{k}$.

Die Ergebnisse bestätigen im Fall der unendlich dicken Rohrplatte die triviale Erkenntnis, daß an keiner Stelle Durchbiegungen oder Neigungen auftreten.

Für eine unendlich dünne, aber von Null verschiedene Rohrbodendicke stellt sich mit Ausnahme des Plattenran-

des ein für gegebene geometrische Größen (A_R^*, l, R), Werkstoffeigenschaften (E_R) und Betriebsbedingungen (Σ) konstanter Wert ein. Dementsprechend ergibt sich die Neigung in diesem Rohrplattenbereich zu Null. Auch die Bedingung, daß die Durchbiegung am Rand verschwinden muß, ist erfüllt. Lediglich die Randneigung scheint im Fall einer unendlich dünnen Rohrplatte zunächst nicht eindeutig definiert, denn zieht man die Definition des Einspannfaktors nach Gleichung (2.132) heran, so gilt für $s \rightarrow 0$

$$A(s \rightarrow 0) \rightarrow 1 \quad \text{und} \quad k(s) \rightarrow \infty.$$

Da der zur Diskussion stehende Ausdruck nur noch durch die Rohrplattendicke s zu beeinflussen ist, lassen sich die Gleichungen für die Kennzahl der Konstruktion k (2.114) und den Einspannfaktor A (2.132) in folgender Form darstellen:

$$\left. \begin{aligned} k(s^*) &= C \cdot \frac{1}{\sqrt[4]{l \cdot s^3}} = C \cdot \frac{1}{l} \cdot s^{*\frac{3}{4}} \\ A(s^*) &= \frac{1 + c_1 s^{*3}}{1 + c_2 s^{*3}} \end{aligned} \right\} \text{mit } s^* = \frac{s}{l}, \quad \begin{aligned} (2.111) \\ (2.112) \end{aligned}$$

wobei c_1 , c_2 und C dimensionslose Konstanten sind. s^* ist die auf eine geeignete Länge (hier "l") bezogene Rohrbodendicke und damit ebenfalls dimensionslos. Wendet man diesen Formalismus auf den Ausdruck in eckigen Klammern (Tabelle 2-1) an, so erhält man für allgemein eingesetztes k

$$\sqrt[4]{1 - A(s)} \cdot k(s) \cdot R = \bar{C} \cdot \frac{1}{l} \cdot \frac{s^{*\frac{9}{4}}}{1 + c_2 \cdot s^{*3}} = \bar{\bar{C}} \cdot \frac{s^{*\frac{9}{4}}}{1 + c_2 \cdot s^{*3}}$$

mit den Konstanten $\bar{C}$ und $\bar{\bar{C}}$. Der Grenzübergang für ex-

trem dünne Rohrplatten läßt sich leicht vollziehen

$$\lim_{\substack{s \rightarrow \tilde{s} > 0 \\ (k \rightarrow \tilde{k})}} \frac{\sqrt{1-A(s)} \cdot k(s) \cdot R = \sqrt{1-A(\tilde{s})} \cdot \tilde{k}(\tilde{s}) \cdot R = \bar{C} \cdot \frac{\tilde{s}^{*4}}{1+C_2 \cdot \tilde{s}^{*3}}}{\tilde{s}^{*4}} \rightarrow 0 \quad (2.113)$$

Sofern s bzw. s^* hinreichend klein gewählt wird, verschwindet mit guter Näherung also auch die Randneigung der extrem dünnen Rohrplatte. Es sei nochmals auf die in Abschn. 2.2.2.5 angegebene Definition des Einspannfaktors (Gleichung (2.132)) hingewiesen, aus der sich für verschwindende Plattendicke ($s \rightarrow 0$) und infolgedessen verschwindende Randneigung ($w' \rightarrow 0$) eine ideal "feste Einspannung" ($A \rightarrow 1$) errechnet (2.133).

2.2.2 Einflußgrößen

Im vorangegangenen Kapitel wird das in dieser Arbeit verwendete Berechnungsverfahren beschrieben. Dabei tauchen einige Begriffe auf, deren mathematische Formulierung die Ergebnisse des Rechenganges wesentlich beeinflußt. Die wichtigsten Einflußgrößen werden nachfolgend gesondert behandelt.

2.2.2.1 Kennzahl der Konstruktion

Die in den Abschn. 2.1 und 2.2 bereits mehrfach erwähnte Kennzahl der Konstruktion k ist allen Verfahren gemeinsam, die auf die Differentialgleichung der elastisch gebetteten Platte zurückgehen. Die Definition von k ergibt sich aus dem Lösungsansatz für Differentialgleichung (2.17) mit der Rohrbettungsziffer K nach Gleichung (2.127) in Abschn. 2.2.2.4 und der Steifigkeit B_v bzw. B^* der verschwächten Platte (s. Abschn. 2.2.2.2):

$$k = \sqrt[4]{\frac{K}{\eta \cdot B}} = \sqrt[4]{24 \cdot \frac{1-\nu_P^2}{\eta} \cdot \frac{A_R}{A_G} \cdot \frac{E_R}{E_P} \cdot \frac{1}{l_R} \cdot \frac{1}{s^3}} \quad (2.114)$$

In dieser Beziehung steht η als das Verhältnis der Steifigkeit der gelochten Platte zur Steifigkeit der vollen Platte.

Die Bedeutung der Kenngröße k liegt darin, daß sie von der Rohrbodendicke s abhängt und in das Argument der modifizierten Bessel-Funktionen eingeht, ein Tatbestand, der bereits in den Gleichungen (2.69) bis (2.73) ausgedrückt wird. Des weiteren soll an dieser Stelle darauf hingewiesen werden, daß die in den folgenden Abschnitten behandelten Einflußgrößen entweder in die Beziehung (2.114) eingehen oder aber ihrerseits durch die Kennzahl der Konstruktion beeinflußt werden.

2.2.2.2 Verschwächung des Plattenguerschnitts

Ein besonderes Problem, das in den vorliegenden Berechnungsansätzen nicht oder nicht ausreichend berücksichtigt wird, ist die Abbildung einer gelochten Platte auf eine nichtgelochte volle Ersatzplatte. Um die Eigenschaften der Rohrplatte bzw. der äquivalenten Ersatzplatte zu beschreiben, gibt es im wesentlichen zwei Vorgehensweisen. Bei der ersten wird aus rein geometrischen Größen ein Verschwächungsbeiwert definiert, bei der zweiten werden die elastischen Konstanten ν_P und E_P der Rohrplatte durch diejenigen der ungelochten Ersatzplatte ν_P^* und E_P^* ersetzt.

Berücksichtigt man die Abhängigkeit der Rohrplattenverschwächung von Teilungsverhältnis t/d und Umfangswinkel φ , so läßt sich für die erstgenannte Methode die Steifigkeit der gelochten Platte allgemein ausdrücken:

$$B_v = v\left(\frac{t}{d}, \varphi\right) \cdot B = \frac{1}{12(1-v_p^2)} \cdot v\left(\frac{t}{d}, \varphi\right) \cdot E_p \cdot s^3 \quad (2.115)$$

Entsprechend ändert sich die Darstellung für die Kennzahl der Konstruktion (2.114) wie folgt:

$$k\sqrt[4]{v\left(\frac{t}{d}, \varphi\right)} = \sqrt[4]{24 \cdot (1-v_p^2) \cdot \frac{1}{v\left(\frac{t}{d}, \varphi\right)} \cdot \frac{A_R}{A_G} \cdot \frac{E_R}{E_P} \cdot \frac{1}{l_R} \cdot \frac{1}{s^3}} \quad (2.116)$$

Für den Verschwächungsbeiwert v gibt es z.T. sehr unterschiedliche Definitionen, die alle auf die Abhängigkeit $v(\varphi)$ verzichten. So gibt das AD-Merkblatt B5 (Ausgabe Mai 1970) [6] z.B. an:

$$v = \begin{cases} \frac{t-d_i}{t} & \text{für } \frac{d_a}{d_i} \leq 1,2 \\ \frac{d_a}{t} & \\ \frac{t-1,2}{t} & \text{für } \frac{d_a}{d_i} > 1,2 \end{cases} \quad (2.117a)$$

$$(2.117b)$$

Damit errechnet man etwas größere Zahlenwerte als mit der z.B. von Sterr [2] benutzten Beziehung

$$v = \frac{t - d_a}{t} \quad (2.118)$$

Die Definition nach Gleichung (2.118) bedeutet die größtmögliche Verschwächung, d.h. den kleinstmöglichen Verschwächungsbeiwert, und ist identisch mit einem Ausdruck, der bereits von Gardner [11] angegeben wird. Ebenso findet sich bei diesem Autor Gleichung (2.117a) für den Fall einer idealen Verbindung Rohre/Rohrplatte, d.h. das Material der Rohre wirkt der Verformung der Rohrplatte in gleicher Weise entgegen wie die Rohrplatte selbst. Die wirksame Stegbreite erhöht sich um die doppelte Rohrwanddicke $2 \cdot \delta_R$.

Gardner [11] dagegen findet heraus, daß erheblich höhe-

re Werte für den Verschwächungsbeiwert zu erwarten sind. Miller [12] knüpft an die Überlegungen Gardners an und schlägt eine andere Definition vor, die von einer flächenhaften Betrachtung des Problems ausgeht - entsprechend der Annahme, man könne sich den Einfluß von Bohrungen und Rohren gleichmäßig über die gesamte Rohrplatte verschmiert denken.

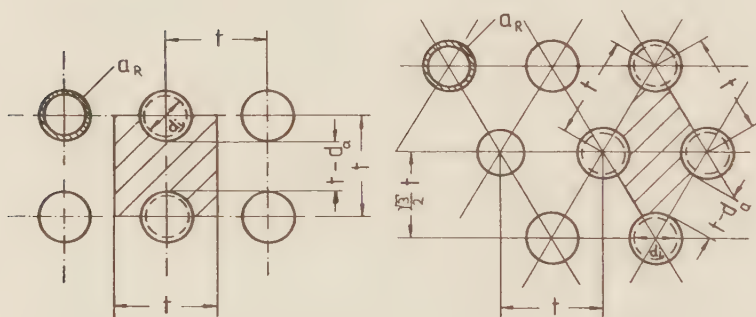


Bild 1a und 1b: Verschwächung der Rohrplatte bei quadratischer Teilung (a) und Dreiecksteilung (b)

Bezieht man nach Bild 1 die Materialquerschnittsfläche auf die gesamte Fläche des quadratischen bzw. rautenförmigen Flächenelementes, so erhält man als Verschwächungsbeiwerte (im angelsächsischen Schrifttum mit "deflection efficiency" oder "ligament efficiency" bezeichnet):

$$v = 1 - \frac{\pi}{4} \left(\frac{d_a}{t} \right)^2 \quad \text{für quadratische Teilung} \quad (2.119a)$$

$$v = 1 - \frac{\sqrt{3}}{6} \pi \left(\frac{d_a}{t} \right)^2 \quad \text{für Dreiecksteilung} \quad (2.119b)$$

Je nachdem, wieviel Rohrquerschnittsfläche man der Materialquerschnittsfläche des Rohrbodens zuschlagen kann, läßt sich der Rohraußendurchmesser d_a in Gleichung (2.119) auch durch einen anderen Durchmesser $d_i \leq d < d_a$ ersetzen. So rechnen z.B. Boon und Walsh [21] mit $d_a - \delta_R$, wobei δ_R die Rohrwanddicke ist.

Handelt es sich - wie in der Voraussetzung (s. Abschn. 2.2) - tatsächlich um einen gleichmäßig berohrten Boden, d.h. daß man die gesamte Rohrplattenfläche in lauter gleichartige Flächenelemente zerlegen kann, wie sie in Bild 1 dargestellt sind, so ist folgende Vereinfachung zulässig

$$v \approx A_G^* = \frac{A_G - A_1}{A_G} \quad (2.120)$$

Unter der getroffenen Voraussetzung kann man den Verschwächungsbeiwert also näherungsweise als Verhältnis von umströmter Querschnittsfläche um die Rohre $A_G - A_1$ zum gesamten Querschnitt der Rohrplatte A_G auffassen. Man errechnet durch Gleichsetzen von (2.119) und (2.120) mit D als Außendurchmesser der Rohrplatte diejenige Rohrzahl n_{th} , die vorhanden sein müßte, um die Voraussetzung einer gleichmäßig berohrten Platte exakt zu erfüllen:

$$n_{th} = \frac{\pi}{4} \cdot \left(\frac{D}{t} \right)^2 \quad \text{für quadratische Teilung} \quad (2.121a)$$

$$n_{th} = \frac{\sqrt{3}}{6} \pi \cdot \left(\frac{D}{t} \right)^2 \quad \text{für Dreiecksteilung} \quad (2.121b)$$

Die Näherung (2.120) trifft umso genauer zu, je weniger

die tatsächliche Rohrzahl n von der theoretischen Rohrzahl $n_{th} > n$ abweicht. Die Gültigkeit der Vereinfachung $v \approx A_G^*$ soll am Beispiel der beiden Versuchs-Wärmeübertrager (s. Abschn. 4.1) gezeigt werden. Setzt man die benötigten geometrischen Abmessungen in Gleichung (2.119b) für verschiedene Durchmesser (d_a , d_i , $d_a - \delta_R$) ein, so stellt man fest

$$v(d_a) = 0,563 < v(d_a - \delta_R) = 0,604 \leq A_G^* = 0,617 < v(d_i) = 0,643.$$

Die Abweichung zwischen $v(d_a - \delta_R)$ und A_G^* beträgt nur ca. 2%, so daß die Vereinfachung $v \approx A_G^*$ unter der Annahme von Boon und Walsh sehr gut zutrifft.

Im Gegensatz zur soeben beschriebenen Methode taucht bei der zweiten oben angesprochenen Vorgehensweise der Verschwächungsbeiwert explizit nicht mehr auf. Ausgehend von der grundsätzlichen Beziehung

$$\eta = \frac{B^*}{B} = \frac{1 - v_P^2}{1 - v_P^{*2}} \cdot \frac{E_P^*}{E_P} \quad (2.122)$$

ergibt sich in Analogie zu den Gleichungen (2.115) und (2.116), wenn man wiederum eine Abhängigkeit vom Teilungsverhältnis t/d und vom Umfangswinkel φ betrachtet,

$$B^* = \eta\left(\frac{t}{d}, \varphi\right) \cdot B = \frac{1}{12 \cdot \sqrt{1 - v_P^{*2}\left(\frac{t}{d}, \varphi\right)}} \cdot E_P^*\left(\frac{t}{d}, \varphi\right) \cdot s^3 \quad (2.123)$$

für die reduzierte Steifigkeit der Ersatzplatte und

$$k\left(\frac{t}{d}, \varphi\right) = \sqrt[4]{24 \cdot \sqrt{1 - v_P^{*2}\left(\frac{t}{d}, \varphi\right)} \cdot \frac{A_R}{A_G} \cdot \frac{E_R}{E_P^*\left(\frac{t}{d}, \varphi\right)} \cdot \frac{1}{l_R} \cdot \frac{1}{s^3}} \quad (2.124)$$

für die Kennzahl der Konstruktion.

Der Diskussion der elastischen Konstanten E_P^* und v_P^*

der Ersatzplatte sollen Untersuchungen dienen, deren Ergebnisse in Abb. 2-1 aufgetragen sind. Es handelt sich um Arbeiten von O'Donnell [14, 22] und von Miksch und Neubrech [23]. Die Ersatzgrößen E^* und ν^* werden in Abhängigkeit von dem nach Gleichung (2.118) definierten Verschwächungsbeiwert dargestellt.

O'Donnell untersucht die elastischen Konstanten bei quadratischer Rohrteilung für zwei ausgezeichnete Richtungen und berücksichtigt auf diese Weise auch die Abhängigkeit vom Umfangswinkel. Er findet signifikante Unterschiede zwischen den Ersatzgrößen für Richtung I, die durch keinerlei Bohrungen gestört ist, und denen für Richtung II, die durch zahlreiche Bohrungen gekennzeichnet ist. Für Verschwächungsbeiwerte im üblichen Bereich $0,167 \leq (t-d)/t \leq 0,333$ kann man aus Abb. 2-1 ablesen, daß die für Richtung II ermittelte Querkontraktion ν_{II}^* diejenige für Richtung I um ein Vielfaches übersteigt. Die Elastizitätsmoduli E_I^* und E_{II}^* verhalten sich - wenn auch nicht ganz so augenfällig - umgekehrt.

Die Untersuchung einer Dreiecksteilung von Miksch und Neubrech beruht auf einer Idealisierung für die Lokalanalyse eines Rohrplattensegmentes mit Hilfe finiter Elemente. Hierbei wurde davon ausgegangen, daß bei Dreiecksteilung in jeglicher Richtung Bohrungen den Querschnitt unterbrechen und somit die Abhängigkeit der Ersatzgrößen E^* und ν^* vom Umfangswinkel φ vernachlässigt werden kann. In diesem Zusammenhang sei auf eine weitere Arbeit von O'Donnell und Langer [24] hingewiesen, in der ebenfalls eine Dreiecksteilung untersucht wird und die auf sehr ähnliche Ergebnisse führt wie bei Miksch und Neubrech [23].

Ein Vergleich der elastischen Konstanten für Dreiecksteilung (Δ) und quadratische Teilung ($\square$) zeigt dann eine qualitativ gute Übereinstimmung, wenn man bei quadratischer Teilung Richtung II betrachtet, die ähnlich wie jede Richtung bei Dreiecksteilung durch einen von Bohrungen unterbrochenen Plattenquerschnitt gekennzeichnet ist. Die Übereinstimmung reicht über den praktisch gebräuchlichen Bereich $0,167 \leq (t-d)/t \leq 0,333$ hinaus. Im Gegensatz dazu weichen die elastischen Konstanten in Richtung I bei quadratischer Teilung, E^*_I und ν^*_I , beträchtlich von den für Dreiecksteilung ermittelten Werten ab. Die Erklärung hierfür liefert der in Richtung I ungestörte Plattenquerschnitt.

Der Vollständigkeit halber muß noch darauf hingewiesen werden, daß die Untersuchungen für $\frac{s}{t-d} \geq 2$ durchgeführt wurden und somit für geringe Rohrplattendicken nicht gültig sind. Auf diese Weise wird auch deutlich, daß die elastischen Konstanten der Ersatzplatte zusätzlich zu obigem Ansatz noch vom Verhältnis s/d abhängen.

Überlegungen zur Bestimmung der Ersatzgrößen E^* und ν^* finden sich u.a. auch in Arbeiten von Malkin [25], Horvay [26], Meijers [27] und in Section III, Nuclear Vessels, ASME Code [23]. Gardner [29] hat Ergebnisse aus dem ASME Code und von Meijers zusammengestellt. In Anlehnung daran ist Tabelle 2-2 entstanden, in der mit den Zahlenwerten des ausgeführten Versuchs-Wärmeübertragers mit "dicken" Rohrböden (s. Abschn. 4.1) die elastischen Konstanten und die Steifigkeit der Ersatzplatte nach allen obigen Definitionen gegenübergestellt sind. Eine Abhängigkeit vom Umfangswinkel ϕ entfällt.

Quelle	Berechnungsansatz	v_p^*	E_p^*/E_p	$\eta = B^*/B$
AD-Merkblatt B5	$\eta = v = \frac{t-d_i}{t}$ für $\frac{d_a}{d_i} < 1,2$	0,3	1	0,372
Sterr	$\eta = v = \frac{t-d}{t}$	0,3	1	0,306
Miller	$\eta = v = \begin{cases} 1 - \frac{\sqrt{3}}{6} \pi \cdot \left(\frac{d_a}{t}\right)^2 \\ \approx A_G^* \end{cases}$	0,3	1	0,563
		0,3	1	0,617
Boon/Walsh	$\eta = v = 1 - \frac{\sqrt{3}}{6} \pi \cdot \left(\frac{d_m}{t}\right)^2$	0,3	1	0,604
ASME-Code	$\eta = \eta(E_p^*, v_p^*) \approx v \left(\frac{t}{d_a}\right)$	0,352	0,296	0,307
Meijers	$\eta = \eta(E_p^*, v_p^*) \approx v \left(\frac{t}{d_m}\right)$	0,367	0,316	0,332
Miksch/Neubrech (finite Elemente)	$\eta = \eta(E_p^*, v_p^*) \approx v$	$\approx 0,38$	$\approx 0,25$	$\approx 0,266$

Tabelle 2-2: Nach verschiedenen Ansätzen ermittelte Steifigkeiten der Ersatzplatte für ein ausgewähltes Beispiel ($t=36$ mm; $d_a=25$ mm; $\delta_R=1,2$ mm; $s/(t-d) \geq 2$)

Tabelle 2-2 zeigt, daß entweder der Verschwächungsfaktor v "a priori" als Verhältnis η der Steifigkeit der gelochten zur Steifigkeit der ungelochten Platte definiert wird oder daß nach Umrechnungen über die elastischen Ersatzgrößen E_p^* und v_p^* mit verhältnismäßig guter Näherung noch $v \approx \eta$ gilt. Lediglich das Verfahren mit Hilfe der

finite-Element-Rechnung nach Miksch/Neubrech erbringt eine deutliche Abweichung von v und η .

Weiterhin fällt auf, daß die auf eine flächenhafte Betrachtung zurückgehenden Definitionen auf Umrechnungswerte für die Steifigkeit der Rohrplatte führen, die um ca. 100% höher liegen als die Vergleichswerte. Diese Aussage wiegt im Hinblick auf die Auslegung von Rohrbündel-Apparaten nur dann schwer, wenn der Verschwächungsbeiwert $v=\eta$ in der Berechnungsformel explizit erscheint. Das in dieser Arbeit verwendete Verfahren enthält wie das von Gardner und Miller den Verschwächungsfaktor v bzw. die Ersatzsteifigkeit $B^* = \eta \cdot B$ der gelochten Platte nur implizit. $v=\eta$ geht in die Definition für die Kennzahl der Konstruktion ein (vgl. Gleichung (2.114)) und steht unter der vierten Wurzel, wodurch die Wirkung einer doppelt so großen Steifigkeit auf etwa das 1,19-fache vermindert wird.

Im Zusammenhang mit der besprochenen Verschwächung der Rohrplatte soll noch kurz auf die Spannungserhöhungsfaktoren eingegangen werden, die eine Abschätzung der am Lochrand tatsächlich auftretenden Spannungsspitzen erlauben. Aus der Fülle vorhandener Literatur sei nur eine Arbeit von Dietmann [30] herausgegriffen, der für Dreiecksteilung die Lochrandfaktoren in zwei Richtungen (α_1 und α_2) in Abhängigkeit von dem Verschwächungsbeiwert $(t-d)/t$ aufgetragen hat.

Für eine vom Rohrplattenradius abhängige Spannungs-komponente ergibt sich unter Berücksichtigung der Lochrandfaktoren qualitativ etwa der in Bild 2 gezeigte Kurvenverlauf.

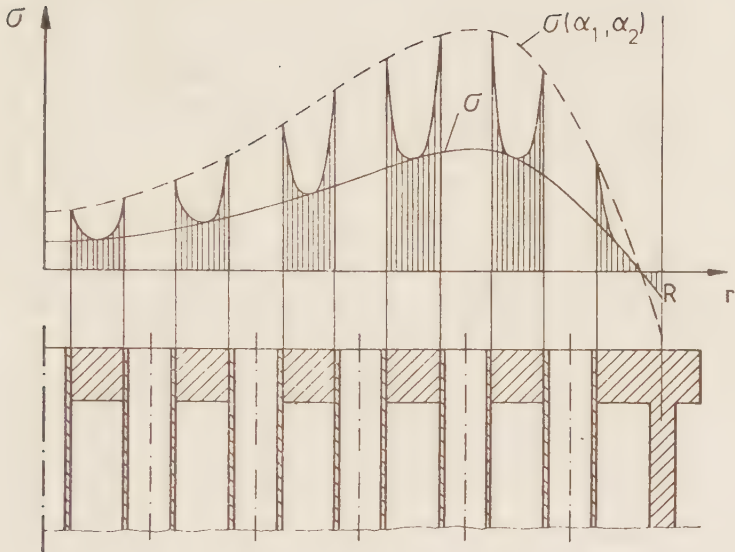


Bild 2: Qualitativer Kurvenverlauf einer Spannungskomponente σ über den Rohrplattenradius r unter Berücksichtigung der Lochrandfaktoren α_1, α_2

2.2.2.3 Stützwirkung der Rohre

Auf die Bemessung von Rohrplatten übt die Stützwirkung des Rohrfeldes erheblichen Einfluß aus. Während sich "dünne" Böden in der Regel im Sinne der Verformung des Rohrbündels "einrecken" und sich damit näherungsweise durch die Membrantheorie beschreiben lassen, wirken "dicke" Rohrböden der Verformung durch das Rohrbündel entgegen und sind nach den Gesetzmäßigkeiten der biegesteifen Platte zu behandeln. Dieser Tatbestand läßt

sich nicht unmittelbar - wie etwa der Verschwächungsbeiwert in Abschn. 2.2.2.2 - durch eine gesonderte analytische Beziehung ausdrücken. Man kann anhand der Versuchsergebnisse (s. Kap. 7) bestätigen, daß die Stützwirkung des Rohrfeldes durch die modifizierten Bessel-Funktionen offenbar zumindest qualitativ sehr gut wiedergegeben wird.

Ferner spielt auch das Teilungsverhältnis t/d mit t als Teilung (s. Bild 1 in Abschn. 2.2.2.2) eine wesentliche Rolle für die Art der Stützwirkung. Dieses Verhältnis findet man auch in den Berechnungsansätzen für den Verschwächungsbeiwert v (vgl. Tabelle 2-2). Bei hinreichend dichter Berohrung (kleine Rohrteilung) können die Rohrplatten als elastisch gebettet angesehen werden, was für die üblichen Teilungsverhältnisse $1,2 \leq \frac{t}{d} \leq 1,5$ der Fall ist. Dagegen müssen bei großen Werten für t/d die Rohrkräfte als exzentrisch angreifende Einzelasten betrachtet werden. Die elastische Bettung wird ferner entscheidend durch die Rohrplattendicke s bestimmt. Zieht man die Kennzahl der Konstruktion k nach Gleichung (2.114) heran und vergegenwärtigt sich zum besseren Verständnis wiederum Differentialgleichung (2.17), so gewinnt man mit k^4 einen Ausdruck, aus dem man den Einfluß der Stützwirkung auf die Rohrplatte ablesen kann. Setzt man (2.122) und die Rohrbettungsziffer K nach (2.126) in Gleichung (2.114) ein und vernachlässigt die Abhängigkeit der Verschwächung vom Umfangswinkel φ , so ergibt sich nach einigen Umformungen für Dreiecksteilung

$$k^4 = 16\sqrt{3}\pi \left[1 - v_p^{*2} \left(\frac{t}{d} \right) \right] \cdot \frac{d_m}{t} \cdot \frac{\sigma_R}{t} \cdot \frac{E_R}{E_p^* \left(\frac{t}{d} \right)} \cdot \frac{1}{I} \cdot \frac{1}{s^3} \quad (2.125)$$

In diesem Ausdruck kann für d ein geeigneter Wert ($d_1 \leq d \leq d_a$) eingesetzt werden, wie bereits in Abschn. 2.2.2.2 diskutiert wurde. Neben der Abhängigkeit von t/d und s erkennt man noch einen zusätzlichen Einfluß durch das Verhältnis t/δ_R von Teilung zu Rohrwanddicke. Zusammenfassend läßt sich feststellen, daß die Stützwirkung der Rohre auf den Rohrboden und die Eigenschaft einer elastischen Bettung der Rohrplatte umso stärker in Erscheinung treten, je kleiner das Teilungsverhältnis t/d , je größer die Wanddicke δ_R der Rohre und je kleiner die Rohrplattendicke s gewählt werden.

2.2.2.4 Rückstellkraft des Rohrfeldes

Die Rückstellkraft hängt ab von der Elastizität des Rohrfeldes und von der Durchbiegung $w(r)$ des jeweiligen Plattenortes. Zur Beschreibung einer solchen rücktreibenden Kraft führt Sterr [13] die Rohrbettungsziffer K ein

$$K = 2 \cdot \frac{a_R}{\Delta a} \cdot \frac{E_R}{l_R}, \quad (2.126)$$

worin a_R die Materialquerschnittsfläche eines Rohres und Δa je nach Teilungsart entweder das quadratische Flächenelement $a_{\square}$ oder das rautenförmige $a_{\diamond}$ bedeuten (s. auch Bild 1 in Abschn. 2.2.2.2). Unter der Voraussetzung gleichmäßiger Berohrung der gesamten Rohrplatte, wenn also Bedingung (2.121) annähernd erfüllt ist, kann man für die Rohrbettungsziffer auch schreiben:

$$K \approx 2 \cdot \frac{A_R}{A_G} \cdot \frac{E_R}{l_R} \quad (2.127)$$

Mit der Näherungsformel (2.127) läßt sich zeigen, daß auch das Verfahren von Gardner und Miller mit der Rohrbettungsziffer arbeitet. Faßt man die rechte Seite der

Differentialgleichung (2.17) als Quotienten aus dem sog. "fiktiven Berechnungsdruck" $q(r)$ und der Steifigkeit der Rohrplatte B_v auf, so kann man in der hier verwendeten Schreibweise die Belastung des Rohrbodens wie folgt ausdrücken:

$$q(r) = A_G^* \cdot p - 2 \cdot \frac{A_R}{A_G} \cdot \frac{\Delta l_M}{l_M} \cdot E_R + 2 \cdot \frac{A_R}{A_G} \cdot \frac{y}{l_R} \cdot E_R - 2 \cdot \frac{A_R}{A_G} \cdot \frac{w(r)}{l_R} \cdot E_R \quad (2.128)$$

Führt man die Rohrbettungsziffer nach (2.127) in Gleichung (2.128) ein und beachtet die Beziehungen (2.20a) und (2.27), so erhält man mit

$$q(r) = \tilde{p} - K \cdot \left[\left(\frac{l_R}{l_M} \cdot \Delta l_M - y \right) + w(r) \right] \quad (2.129)$$

den fiktiven Berechnungsdruck, der unter Voraussetzung gleicher Rohr- und Mantellängen ($l_R = l_M$) mit dem Zähler auf der rechten Seite der in (2.17) formulierten Differentialgleichung identisch ist. Gleichung (2.129) verdeutlicht, daß auch unterschiedliche Wärmedehnungen zwischen Mantel und Rohrfeld, bedingt durch unterschiedliche produktseitige Temperaturen und/oder Werkstoffe, eine zusätzliche, thermisch verursachte, mechanische Belastung von Rohren und Rohrplatte hervorrufen. Je nach Richtung der Druck- und Temperaturgradienten kann sich die resultierende Rückstellkraft verstärkend oder abschwächend auf die Belastung der Rohrplatten auswirken.

An dieser Stelle sei grundsätzlich auf den Unterschied zwischen stützender Wirkung und rücktreibender Kraft der Rohre hingewiesen. Während im vorangegangenen Abschnitt Stützwirkung der Rohre und elastische Bettung der Rohrplatte im wesentlichen durch Gleichung (2.125) beschrieben werden, läßt sich die Rückstellkraft des

Rohrfeldes auch analytisch in einer mit der Dimension "Kraft" behafteten Gleichung ausdrücken. Zieht man in Gleichung (2.48) bzw. (2.49) ohne Berücksichtigung der Indizes "a" bzw. "e" die vom Radius unabhängigen Größen E_R und $\frac{1}{2} \cdot l_R$ vor das Integralzeichen, so erhält man als Ausdruck für die Summe F_R aller Rohrkräfte

$$F_R = 4\pi \cdot \frac{A_R}{A_G} \cdot \frac{E_R}{l_R} \int_0^R w(r) \cdot r \cdot dr = 2\pi \cdot K \int_0^R w(r) \cdot r \cdot dr \quad (2.130)$$

Sieht man sich den Lösungsansatz $w(r)$ für die Differentialgleichung der elastisch gebetteten Platte an, wozu man am besten die Gleichungen (2.18) und (2.19) zu Rate zieht, so fällt auf, daß die Rückstellkraft als Summe aller Rohrkräfte tatsächlich auch von den unterschiedlichen Wärmedehnungen zwischen Mantel und Rohren abhängt.

2.2.2.5 Einspannfaktor

In den vorangegangenen Abschnitten wurde bereits mehrfach von den Eigenschaften der Verbindung Rohrplatte/Mantel/Flansch gesprochen. Zur mathematischen Beschreibung dieser für eine gewählte Konstruktion charakteristischen Eigenschaft wird der sog. Einspannfaktor A eingeführt:

$$A = \frac{m_{r,t}(R)}{m_{r,e}(R)} \quad (2.131)$$

Mit der angegebenen Beziehung wird ausgedrückt, daß die Einspannung der Rohrplatte als Verhältnis von tatsächlichem Radialmoment zu dem Radialmoment am Rande der Rohrplatte definiert ist, das sich für eine ideal feste Einspannung ergibt. Zwischen dem im AD-Merkblatt B5 ver-

wendeten C-Faktor, dessen Ableitung z.B. in [16] gezeigt wird, und dem Einspannfaktor A läßt sich eine Beziehung herstellen, die jedoch nicht Gegenstand der hier angestellten Überlegungen sein soll. Zur Ermittlung des Berechnungsbeiwertes C sei auf Arbeiten von Sterr [31] und Kreckel [32, 33] verwiesen. Die Fragestellung lautet vielmehr, wie man die im AD-Merkblatt angegebenen C-Werte, die sehr pauschal für bestimmte Konstruktionen von Rohrbündel-Wärmeübertragern ermittelt sind, durch einen mathematischen Formalismus ersetzen kann, der hauptsächlich von den Wanddicken der beteiligten Bauteile abhängt.

Den Anfang hierzu machte Sterr [31], der für eine mit einem zylindrischen Schuß verschweißte Platte eine Formel entwickelt hat, die für die Querkontraktionszahl $\nu=0,3$ folgendes Aussehen erhält:

$$A=A(s, \delta_M) = \frac{1+1,040 \cdot \left(\frac{s}{\delta_M}\right)^3 \cdot \frac{\delta_M}{R} \cdot \sqrt{\frac{\delta_M}{R}}}{1+0,506 \cdot \left(\frac{s}{\delta_M}\right)^3 \cdot \sqrt{\frac{\delta_M}{R}}} \quad (2.132)$$

Die beiden Grenzfälle der unendlich dünnen Platte ($s \rightarrow 0$) bzw. der unendlich dicken Platte ($s \rightarrow \infty$) lassen sich leicht ablesen

$$\lim_{s \rightarrow 0} A \rightarrow 1 \quad (2.133)$$

$$\lim_{s \rightarrow \infty} A \rightarrow 2,055 \cdot \frac{\delta_M}{R} \quad (2.134)$$

Während eine unendlich dünne Platte gemäß der Definition (2.131) also als ideal "fest eingespannt" bezeichnet werden kann, wird für eine unendlich dicke Platte

das andere Extrem einer momentenfreien Auflage ($A=0$) nicht ganz erreicht. Mit den Zahlenwerten für Dicke δ_M und Innenradius R des Mantels von den beiden Versuchs-Wärmeübertragern erhält man $A(s \rightarrow \infty) = 0,042$. Während Sterr seinen Formalismus (vgl. (2.132)) aus der betragsmäßigen Gleichheit von Randmomenten und Randneigungen gewinnt, bezieht Depmeier [34] in die Überlegung zusätzlich zu den Schnittmomenten m_1 und m_2 auch die Schnittkräfte S_1 und S_2 ein, die in Richtung der Verformung wirken. Eine derartige Vorgehensweise findet man auch bei z.B. Kantorowitsch [35], Kap. III oder Girkmann [36], S. 453-455.

Ausgehend von einem Aufsatz von Dittmar und Strickhausen [37] gelangt Depmeier über die Verformungen (Aufweitung und Verdrehung) von Mantel und Rohrplatte sowie mit Hilfe der genannten Schnittkräfte (s. auch Abb. 2-2) zu einer Formel für den Einspannfaktor, die mit der von Sterr ermittelten fast identisch ist:

$$A = A(s, \delta_M) = \frac{1 + 1,040 \cdot \left(\frac{s}{\delta_M}\right)^3 \cdot \frac{\delta_M}{R} \cdot \sqrt{\frac{\delta_M}{R}} \cdot \frac{1}{1-\Psi}}{1 + 0,506 \cdot \left(\frac{s}{\delta_M}\right)^3 \cdot \frac{\delta_M}{R} \cdot \sqrt{\frac{\delta_M}{R}} \cdot \frac{1+\Psi}{1-\Psi}} \quad (2.135)$$

Betrachtet man den Ausdruck für Ψ

$$\Psi = 0,273 \cdot \frac{\delta_M}{s} \cdot \sqrt{\frac{\delta_M}{R}}, \quad (2.136)$$

so erkennt man, daß wegen der kleinen für Ψ zu errechnenden Zahlenwerte die Faktoren $1/(1-\Psi)$ und $(1+\Psi)/(1-\Psi)$ Formel (2.132) kaum beeinflussen. Es sei an dieser Stelle bemerkt, daß sich die bisher dargelegten Überlegungen auf die Verbindung eines Zylinders mit einer Vollplatte beziehen.

Im folgenden soll ein Formalismus für die Verbindung Mantel/Rohrplatte entwickelt werden. Setzt man Innen-druckbeanspruchung (p_M) an und trägt die Schnittgrößen m_1 , m_2 und S_1 , S_2 ein (Abb. 2-2), so kann man folgendes Gleichungssystem aufstellen, aus dem sich der Einspannfaktor berechnen läßt:

$$\text{radiale Aufweitung} \quad u_M(z=0) = u_P(r=R) \quad (2.137)$$

$$\text{Randneigung} \quad \left(\frac{d u_M}{dz} \right)_{z=0} = - \left(\frac{d w_P}{dr} \right)_{r=R} \quad (2.138)$$

$$\text{Schnittkraft (Querkraft)} \quad -S_1 = S_2 \quad (2.139)$$

$$\text{Schnittmoment} \quad -m_1 = m_2 \quad (2.140)$$

$$\text{tatsächliches Randmoment} \quad A \cdot m_{PM} = -m_1 = m_2 \quad (2.141)$$

Dieses Gleichungssystem mit 5 Unbekannten liefert dann eine für die Rohrplatte spezifische Aussage, wenn für die Neigung w_P' und das für eine ideal "eingespannte" Platte wirkende Randmoment m_{PM} diejenigen Formeln eingesetzt werden, die auf die Lösung der elastisch gebetteten ebenen, dünnen Kreisplatte zurückgehen.

Die Randneigung der Rohrplatte erhält man aus Gleichung (2.75), indem $r = R$ gesetzt wird:

$$w_P'(R) = A \cdot \frac{\Sigma}{R E R} (kR)^3 \cdot (1-A) \cdot \frac{z_1 z_{1x} + z_2 z_{2x}}{kR \sqrt{kR(z_1^2 + z_2^2)} + (1-\nu^*) (z_1 z_{2x} - z_2 z_{1x}) - 2Q \sqrt{kR(z_1 z_{2x} - z_2 z_{1x})} + (1-\nu^*) (z_{1x}^2 + z_{2x}^2)} \quad (2.142)$$

In dieser Beziehung wurde die Querkontraktion der Vollplatte v durch die Querkontraktion v^* der Ersatzplatte formal ersetzt. Ebenso wird an gegebener Stelle in dieser Ableitung auch die andere elastische Ersatzkonstante E^* anstelle von E auftauchen. Dementsprechend muß der Verschwächungsbeiwert v entgegen dem Gebrauch der in Kap. 3 herangezogenen Rechenprogramme gleich Eins gesetzt werden.

Aus Gleichung (2.60) gewinnt man mit Hilfe von (2.75) und der durch einmalige Differentiation von (2.75) zu ermittelnden Krümmung schließlich auch das Randmoment der "fest eingespannten" Rohrplatte:

$$m_{PM} = \frac{1}{kR} \cdot \frac{Z_1 Z_{1x} + Z_2 Z_{2x}}{kR(Z_1 Z_{2x} - Z_2 Z_{1x}) - 2Q(Z_{1x}^2 + Z_{2x}^2)} \cdot R^2 \cdot \varphi(p^*) \quad (2.143)$$

$\varphi(p^*)$ ist ein Lastfaktor, der im allgemeinen Fall die Drücke p_M und p_R sowie die unterschiedlichen Wärmedehnungen von Rohren ($\alpha_R \cdot \Delta \vartheta_R$) und Mantel ($\alpha_M \cdot \Delta \vartheta_M$) enthält.

Zur Vereinfachung wird für (2.142) und (2.143) im folgenden geschrieben:

$$w'_P(R) = (1-A) \cdot C \cdot \frac{1}{\Psi_1(s)} \cdot \varphi(p^*) \quad (2.144)$$

$$m_{PM} = R^2 \cdot \Psi_2(s) \cdot \varphi(p^*) \quad (2.145)$$

Setzt man die beiden gefundenen Ausdrücke sowie die einzelnen Verformungsanteile, die [38, 39, 40] entnommen sind und hier nicht aufgeführt werden sollen, in die Gleichungen (2.137) bis (2.141) ein, so errechnet man für den Einspannfaktor die Formel

$$\begin{aligned}
 & \frac{1+\frac{1}{2}(2-\nu)}{2} \cdot \frac{4}{\sqrt{3(1-\nu)}} \cdot \frac{A_R}{A_G A_1} \cdot \frac{E_R}{E_M} \cdot \frac{R}{l} \cdot \frac{R}{\delta_M} \cdot \sqrt{\frac{R}{\delta_M}} \\
 & \cdot \frac{1}{1-\frac{1}{2} \frac{1-\nu^*}{\sqrt{3(1-\delta)}} \frac{E_M}{E^*} \frac{\delta_M}{R} \frac{\delta_M}{s}} \cdot \Psi_1(s) \\
 & \frac{1-\frac{1}{2}(2-\nu)}{2} \cdot \frac{4}{\sqrt{3(1-\nu)}} \cdot \frac{A_R}{A_G A_1} \cdot \frac{E_R}{E_M} \cdot \frac{R}{l} \cdot \frac{R}{\delta_M} \cdot \sqrt{\frac{R}{\delta_M}} \cdot \frac{\sqrt{3(1-\nu)}}{2-\nu} \cdot \frac{R}{\delta_M} \cdot \frac{1}{1-\frac{1}{2} \frac{1-\nu^*}{\sqrt{3(1-\delta)}} \frac{E_M}{E^*} \frac{\delta_M}{R} \frac{\delta_M}{s}} \cdot \Psi_1(s) \Psi_2(s) \\
 & \quad (2.146)
 \end{aligned}$$

Die wichtigste Feststellung besteht darin, daß wie schon bei den oben besprochenen Formalismen keine Abhängigkeit von den in $\phi(p^*)$ zusammengefaßten Lastgrößen (Drücke und/oder Wärmedehnungsdifferenzen) besteht. Der Einspannfaktor hängt also nur von den geometrischen Abmessungen (insbesondere Manteldicke δ_M und Rohrplattendicke s) sowie von den verschiedenen E-Moduln ab. Zusätzlich sind entgegen der bisherigen Betrachtungsweise die elastischen Ersatzkonstanten der Rohrplatte ν^* und E^* in die Formel eingearbeitet.

Nimmt man die notwendigen Umformungen vor und beachtet die jeweiligen Grenzwerte für $\Psi_1(s)$ und $\Psi_2(s)$, so ergeben sich für eine unendlich dünne Rohrplatte ($s \rightarrow 0$) und eine unendlich dicke Rohrplatte ($s \rightarrow \infty$) die Grenzwerte:

$$\lim_{s \rightarrow 0} = 1 \quad (2.147)$$

$$\lim_{s \rightarrow \infty} = 2 \cdot \frac{2-\nu}{\sqrt{3(1-\nu^*)}} \cdot \frac{A_M E_M + A_R E_R}{A_M E_M} \cdot \frac{\delta_M}{R} \quad (2.148)$$

Hier ist die gleiche Schlußfolgerung zu ziehen wie bei dem von Sterr entwickelten Formalismus für eine Vollplatte. Auch eine theoretisch unendlich dünne Rohrplatte kann als ideal "fest eingespannt" betrachtet werden, und

mit einer theoretisch unendlich dicken Rohrplatte wird eine momentenfreie Auflage ($A=0$) nicht erreicht. Mit den Zahlenwerten für Dicke (δ_M) und Innenradius (R) des Mantels von den beiden Versuchs-Wärmeübertragern erhält man $A(s \rightarrow \infty) = 0,113$.

Will man zusätzlich den Flansch mit in die Betrachtung einbeziehen, so sind die Verhältnisse erheblich verwickelter. Im allgemeinen Fall kann sowohl mantelraum- wie rohrraumseitig Druck herrschen, und es müssen - wie allgemein bei biegesteifen Schalen - alle Schnittgrößen (Normalkraft, Querkraft, Moment) (s. z.B. [41] oder [42]) angesetzt werden. Abb. 2-3 zeigt die aufgeschnittene Verbindung Rohrplatte/Mantel/Flansch mit sämtlichen Schnittgrößen bei gleichzeitiger Einwirkung von p_M und p_R . Dadurch, daß auch die Verformung des Flansches berücksichtigt wird, steigt die Zahl der Verformungsanteile erheblich. Es erscheint kaum möglich, für den Einspannfaktor einen noch ähnlich übersichtlichen Formalismus zu entwickeln wie z.B. in (2.146) für die Verbindung Rohrplatte/Mantel. Wegen des beträchtlichen rechnerischen Aufwandes soll das Problem des Einspannverhaltens einer Verbindung Rohrplatte/Mantel/Flansch, das in ähnlicher Weise zu behandeln ist wie das beschriebene der Verbindung Rohrplatte/Mantel, hier analytisch nicht weiterverfolgt werden.

Zu Abb. 2-3 sei noch bemerkt, daß mit der Kraft F_x und dem Moment m_x die am Flansch wirkende Belastung infolge einer Längskraft im Mantel der oben aufgesetzt zu denkenden Haube und infolge der Dichtungs- und Schraubenkräfte erfaßt werden soll.

2.2.2.6 Wärmespannungen

Eingangs dieses Abschnittes soll eine wichtige Feststellung getroffen werden. Viele Praktiker verwenden die Bezeichnung "Wärmespannungen" für die Beanspruchung der Rohrplatte infolge unterschiedlicher Wärmedehnungen von Rohren und Mantel. Tatsächlich handelt es sich hierbei aber um eine durch die unterschiedlichen Wärmedehnungen hervorgerufene zusätzliche mechanische Belastung (s. auch Abschn.2.2.2.4). Eigentliche Wärmespannungen entstehen infolge eines Temperaturgradienten über die Dicke eines Bauteils, also z.B. auch der Rohrplatte. Es sei ausdrücklich betont, daß alle in Abschn. 2.1 erörterten Berechnungsverfahren keine Wärmespannungen in dem hier beschriebenen Sinn berücksichtigen. Hinsichtlich der Erfassung von Wärmespannungen in dickwandigen Bauteilen kann vor allem auf einen Aufsatz von Schnell und Akasoy [4] verwiesen werden. Analog zu einer Arbeit von Klapp [43], der für einen Hohlzylinder die Überlagerung von Spannungen infolge Innendrucks und Wärmespannungen zeigt, lassen sich auch für die Rohrplatte entsprechende Überlegungen anstellen. Für den Fall konstanter mantelraumseitiger (ϑ_u) und rohrraumseitiger (ϑ_o) Temperaturen der Plattenoberflächen errechnet Szabo [44] als extreme Biegespannungen:

$$\sigma_{r,w}(z=\pm \frac{s}{2}) = \sigma_{t,w}(z=\pm \frac{s}{2}) = \pm \frac{1}{2} \cdot \frac{E}{1-\nu} \cdot \alpha \cdot (\vartheta_u - \vartheta_o) \quad (2.149)$$

Diese Formel für die Wärmespannungen ist identisch mit der eines Hohlzylinders. Auch hier bildet sich infolge des Temperaturgefälles, das unterschiedliche Wärmedehnungen für $z=-s/2$ und $z=+s/2$ verursacht, ein Eigenspannungszustand derart aus, daß auf der wärmeren Seite Druck-, auf der kälteren Seite Zugspan-

nungen entstehen. Wählt man beispielsweise Lastfall 3 (s. Abschn. 4.5) der an beiden Versuchs-Wärmeübertragern durchgeführten Experimente, der dadurch gekennzeichnet ist, daß Druck p_M und Beheizung $\dot{q}$ mantelraumseitig wirken, so lassen sich die Spannungsanteile qualitativ wie in Abb. 2-4 zusammensetzen. Zu dieser Darstellung muß bemerkt werden, daß im Rahmen des Versuchsprogrammes nur "quasi-isotherme" Versuche gefahren wurden, d.h. die Abhängigkeit der Rohrplattentemperatur

$$\vartheta_p = \vartheta(r, z)$$

vom Rohrplattenradius und von der Dicke des Rohrbodens ist sehr gering. Messungen mit Thermoelementen zeigten, daß die maximale Temperaturdifferenz in Abhängigkeit vom Radius

$$\vartheta_{p, \max}(r) = \vartheta_p(r=0) - \vartheta_p(r=R) \approx 4K$$

betrug. Die Temperaturabhängigkeit von der Rohrplattendicke $s=38$ mm bei Versuchs-Wärmeübertrager I mit "dicken" Rohrplatten war kaum erkennbar:

$$\vartheta_{p,u}(r) \gtrsim \vartheta_{p,o}(r)$$

Bei dem Versuchs-Apparat II mit "dünnen" Rohrplatten ($s=4$ mm) wurde der obere Rohrboden zwar mantelraumseitig nicht instrumentiert; doch sind hier noch geringere Temperaturunterschiede $\vartheta_u - \vartheta_o$ zu erwarten. Man macht sich diesen Sachverhalt dadurch klar, daß man die Beziehung

$$\vartheta_u - \vartheta_o = \frac{\dot{q}}{\lambda} \cdot s \quad (2.150)$$

in Gleichung (2.149) einsetzt. Im Sinne dieser vereinfachten Betrachtung kann Proportionalität zwischen Wärmespannung und Wanddicke festgestellt werden

$$\sigma_w \sim s.$$

In der Praxis kommt ein anderer Lastfall häufig vor. Im Mantelraum herrscht der höhere Druck, und die Rohrplatte wird überwiegend rohrraumseitig beheizt. Nach Abb. 2-5 trifft Heißgas auf die Rohrplatte und erwärmt sowohl den Kopf der Stege als auch die Bohrungen der Platte. Der Wärmestrom in axialer Richtung und demzufolge auch die Wärmestromdichte $\dot{q}$ sowie der Temperaturgradient $d\vartheta/dz$ nehmen zur Wasserseite hin zu. Abb. 2-5 zeigt die Belastungsverhältnisse sowie qualitativ den Temperaturverlauf und die Verteilung der Spannungen über die Rohrbodendicke. Man erkennt, daß sich Wärme- und Lastspannungen teilweise aufheben, was im gezeichneten Beispiel besonders deutlich wird. In der Praxis können beide Spannungsanteile je nach Verlauf des Anfahr- und Abfahrvorganges in sehr unterschiedlicher Stärke auftreten, so daß sich der dargestellte Kurvenverlauf dementsprechend ändert. Wegen des unsymmetrischen Verlaufes der Wärmespannungen über die Rohrplatten-dicke ist die Mittelfaser ($z=0$) keine neutrale Faser mehr. Verallgemeinert man die soeben ausgeführten Überlegungen, indem man zusätzlich zur Plattendicke auch die Abhängigkeit vom Ort (Rohrplattenradius r , Umfangswinkel φ) berücksichtigt

$$\vartheta_p = \vartheta_p(r, \varphi, z),$$

so ändert sich grundsätzlich nichts an den in Abb.

2-4 und 2-5 gezeigten qualitativen Kurvenverläufen.

Von r und φ abhängige Temperaturfelder werden durch rohrraumseitige Umlenkungen des Mediums hervorgerufen. Je nach Anordnung der Umlenkbleche können überwiegend radialsymmetrische oder umfangswinkelabhängige Temperaturfelder entstehen.

3. Darstellung der theoretischen Ergebnisse

Anknüpfend an Abschn. 2.1, in dem ein Überblick über bestehende Verfahren zur Rohrplattenberechnung gegeben wird, sollen Ergebnisse von zwei verschiedenen EDV-Programmen gegenübergestellt werden. Es handelt sich zum einen um ein Programm, das auf das in Abschn. 2.1.4 beschriebene Berechnungsverfahren von Sterr zurückgeht, zum anderen um das Programm "ROPLA", das im Rahmen der vorliegenden Arbeit am Lehrstuhl entwickelt wurde. Programm "ROPLA" baut auf den Grundlagen von Gardner und Miller (vgl. Abschn. 2.1.2) auf. Der wesentliche Unterschied besteht darin, daß "ROPLA" mit einem hinsichtlich des Einspannfaktors verallgemeinerten Formalismus arbeitet und zusätzlich auch Tangentialspannungen sowie Vergleichsspannungen an der Rohrplattenoberfläche berechnet. Der Einspannfaktor wird nach Gleichung (2.132) bestimmt.

Beide hier verglichenen Verfahren gestatten keine Berechnung von Wärmespannungen, wie sie in Abschn. 2.2.2.6 beschrieben werden.

Im folgenden Abschnitt werden für die beiden Versuchs-Wärmeübertrager die zu erwartenden Spannungen und Dehnungen für drei experimentell annähernd erreichte Betriebsfälle diskutiert:

1. $p_R = 0 \text{ bar}$, $p_M = 25 \text{ bar}$; $\vartheta_R = \vartheta_M = 20 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (Lastfall P)
2. $p_R = 0 \text{ bar}$, $p_M = 0 \text{ bar}$; $\vartheta_R = \vartheta_M = 120 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (Lastfall T)
3. $p_R = 0 \text{ bar}$, $p_M = 25 \text{ bar}$; $\vartheta_R = \vartheta_M = 120 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (Lastfall PT)

Auf Möglichkeiten der Dimensionierung und Optimierung wird in den Abschn. 3.2 und 3.3 eingegangen.

3.1 Nachrechnung

Im einzelnen werden für die drei in Abschn. 3 angegebenen Betriebsfälle folgende Spannungs- und Dehnungsverläufe über den Rohrplattenradius r dargestellt:

- $\sigma_r(r)$ - Radialspannung an der rohrraumseitigen Rohrplattenoberfläche
- $\sigma_t(r)$ - Tangentialspannung an der rohrraumseitigen Rohrplattenoberfläche
- $\sigma_v(r)$ - aus $\sigma_r(r)$ und $\sigma_t(r)$ gebildete Vergleichsspannung nach der Gestaltungsänderungsenergie-Hypothese (GE-Hypothese)
- $\epsilon_r(r)$ - Radialdehnung an der rohrraumseitigen Rohrplattenoberfläche
- $\epsilon_t(r)$ - Tangentialdehnung an der rohrraumseitigen Rohrplattenoberfläche

3.1.1 Ergebnisse nach einem hochentwickelten Verfahren

Dem Lehrstuhl für Apparatechnik und Anlagenbau

wurden von einer Firma der Großchemie Ergebnisse von Nachrechnungen nach einem hochentwickelten Verfahren zur Verfügung gestellt. Die Ergebnisse lagen in Form der Radialmomente m_r und Tangentialmomente m_t vor. Die Umrechnung in Spannungen und Dehnungen erfolgte mit Hilfe des auf die Längeneinheit bezogenen Widerstandsmomentes

$$W = \frac{1}{6} \cdot s^2 \quad (3.1)$$

und der bekannten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für den zweiachsigen Spannungszustand nach den Formeln:

$$\sigma_r = \kappa_r \cdot \frac{m_r}{W} \quad (3.2)$$

$$\sigma_t = \kappa_t \cdot \frac{m_t}{W} \quad (3.3)$$

$$\epsilon_r = 6 \cdot \frac{1}{E \cdot s^2} \cdot (\kappa_r \cdot m_r - \nu \cdot \kappa_t \cdot m_t) \quad (3.4)$$

$$\epsilon_t = 6 \cdot \frac{1}{E \cdot s^2} \cdot (\kappa_t \cdot m_t - \nu \cdot \kappa_r \cdot m_r) \quad (3.5)$$

In diesen Gleichungen sind die beiden auch von Sterr [2] benutzten Lochrandfaktoren κ_r und κ_t enthalten, über die sich die Spannungserhöhung an den Bohrungen abschätzen läßt. Für den Fall

$$\kappa_r = \kappa_t = 1$$

erhält man diejenigen Werte, die sich mit den in Abschn. 3.1.2 nach Programm "ROPLA" errechneten vergleichen lassen und die über den gesamten Rohrplattenradius aufgetragen sind. Die Lochrandfaktoren κ_r und κ_t wurden nach einem Diagramm von Dietmann [30]

ermittelt, in dem κ_r und κ_t in Abhängigkeit vom Verschwächungsbeiwert $(t-d)/t$ abgelesen werden können. Für die Geometrie der beiden Versuchs-Wärmeübertrager erhält man

$$\frac{t-d}{t} = \frac{36-25}{36} = 0,3056 \rightarrow \kappa_r = 3,75; \quad \kappa_t = -0,56.$$

Der Verlauf der Kurve für die jeweils an den Lochrändern auftretenden Spannungsspitzen erstreckt sich nur bis zum Rand des berohrten Bereiches ($r \approx 286$ mm), der in den Abb. 3-1 bis 3-4 durch eine gestrichelte Vertikale hervorgehoben wird. Verfolgt man den Verlauf der Spannungen und Dehnungen ausgehend vom Mittelpunkt der Rohrplatte ($r=0$ mm), so muß bei Betrachtung der Spannungsspitzen beim Übergang in den unberohrten Bereich am Plattenrand notwendigerweise ein Sprung erfolgen.

Weiterhin fällt auf, daß alle Kurven für die Radialkomponenten ϵ_r und σ_r über den gesamten Rohrplattenradius stetig verlaufen, wohingegen die Tangentialkomponenten ϵ_t und σ_t grundsätzlich am Rand der berohrten Zone einen Sprung zeigen. Diese Unstetigkeit ist aus Maßstabsgründen nicht in allen Abbildungen erkennbar, läßt sich aber rechnerisch im Einzelfall belegen. Der geschilderte Tatbestand bringt zum Ausdruck, daß Sterr in seinem Verfahren [2] die Radialmomente der berohrten Kreisplatte und des unberohrten Kreisringes an der Übergangsstelle gleichgesetzt, aber keine zusätzliche Forderung hinsichtlich der Tangentialmomente erhoben hat. Auf die Darstellung der Vergleichsspannungen wird verzichtet, weil diese grundsätzlich nicht so hohe Werte liefern wie die betragsmäßig größten Radial-

spannungen (vgl. Abb. 3-5, 3-7, 3-9). Wegen des qualitativ völlig gleichartigen Kurvenverlaufes für alle drei in Abschn. 3 aufgeführten Betriebsfälle beschränken sich die Darstellungen in Abb. 3-1 bis 3-4 auf Lastfall PT, bei dem mantelraumseitig Druck aufgegeben wird und Mantel sowie Rohre auf die gleiche Temperatur aufgeheizt werden.

Die mit dem hochentwickelten Verfahren nachgerechneten Ergebnisse werden im folgenden Abschnitt zusammen mit den Ergebnissen nach Programm "ROPLA" diskutiert.

3.1.2 Ergebnisse nach Programm "ROPLA"

Mit der gleichen Begründung wie in Abschn. 3.1.1 werden auch die Ergebnisse nach Programm "ROPLA" in den Abb. 3-5 bis 3-8 nur für Lastfall PT (s. Abschn. 3) aufgetragen. Die Darstellungsweise ist genau umgekehrt wie bei den Ergebnissen nach 3.1.1: auf zusätzliche Spannungs- und Dehnungsverläufe unter Berücksichtigung der Lochrandfaktoren κ_r und κ_t wird verzichtet, die Vergleichsspannung nach der GE-Hypothese wird zusammen mit den Spannungskomponenten σ_r und σ_t in den Plots eingezeichnet. Aus Abb. 3-5 und 3-7 erkennt man, daß die Maximalwerte der Vergleichsspannung unter den betragsmäßig größten Werten der Radialspannung liegen, eine Feststellung, die sich durch die hier nicht abgebildeten Plots für andere Betriebsbedingungen erhärten läßt. Mit einer Dimensionierung der Rohrplatte nach der betragsmäßig größten Radialspannung liegt der Konstrukteur also auf der sicheren Seite.

Die in den Abb. 3-5 bis 3-8 aufgetragenen Spannungs- und Dehnungskurven stimmen qualitativ mit denen nach dem hochentwickelten Verfahren (vgl. Abb. 3-1 bis 3-4) überein. In Tabelle 3-1 sind die Extremwerte für Radialdehnungen und Radialspannungen nach den beiden zu vergleichenden Programmen ("HV"¹⁾, "ROPLA") zusammengestellt für die in Abschn. 3 angegebenen Lastfälle. Die Vergleichbarkeit der Ergebnisse wird dadurch gewährleistet, daß die Zahlenwerte des hochentwickelten Verfahrens für $\kappa_r = \kappa_t = 1$ eingetragen sind. Auf diese Weise werden wie bei Programm "ROPLA" örtliche Spannungsspitzen an den Lochrändern vernachlässigt und bei beiden Programmen die in den Stegmitten theoretisch zu erwartenden Verformungen und Spannungen betrachtet.

Bei den Radialspannungen sind sowohl das Maximum im Bereich zwischen Plattenmitte und Plattenrand ($0 < r < R$) als auch das Randminimum bei $r=R$ eingetragen. Für die Radialdehnungen sind je nachdem, welcher der beiden Werte $\epsilon_{r,max}$ bzw. $\epsilon_r(R)$ betragsmäßig höher ist, nur das Maximum im Bereich $0 < r < R$ oder das Randminimum bei $r=R$ und der zugehörige Rohrplattenradius angegeben.

Tabelle 3-1 weist für die "dicke" Rohrplatte die höchste Beanspruchung nach beiden Berechnungsverfahren mit recht guter Übereinstimmung für $r \geq \frac{2}{3}R$ aus. Bei der "dünnen" Rohrplatte treten die betragsmäßig größten Spannungen immer am Rand ($r=R$) auf. Hieraus kann der Schluß gezogen werden, daß "dicke" Rohrböden nach der größten Zugspannung im Bereich

1) Abkürzung für "hochentwickeltes Verfahren"

$0 < r < R$, "dünne" Rohrböden aber nach der am Rand zu erwartenden Druckspannung zu dimensionieren sind, sofern man die rohrraumseitige Oberfläche von Rohrplatten betrachtet.

Ein Vergleich der betragsmäßig größten Spannungen zeigt, daß die Druckbelastung bei dem hochentwickelten Verfahren mit abnehmender Rohrplattendicke stärker eingeht als bei Programm "ROPLA", in dem die unterschiedlichen Wärmedehnungen von Mantel und Rohren offenbar grundsätzlich deutlich höhere Werte liefern. Für die Abweichungen zwischen "HV" und "ROPLA" bieten sich zwei Erklärungen an. Die beiden Programme arbeiten mit unterschiedlichen Verschwächungsbeiwerten, das hochentwickelte Verfahren mit $v = (t - d_a) / t$ nach Sterr und Programm "ROPLA" mit $v = (A_G - A_1) / A_G$ nach Miller (vgl. Tabelle 3-1). Ein weiterer Unterschied besteht darin, daß beim hochentwickelten Verfahren die Rohrplatte in eine berohrte Kreisplatte und eine unberohrte Kreisringplatte aufgeteilt wird.

3.2 Dimensionierung nach Programm "ROPLA"

Das Programm "ROPLA" kann wahlweise zur Nachrechnung einer vorgegebenen Konstruktion oder zur Dimensionierung der Rohrbodendicke s bei sonst vorgegebenen Abmessungen eines Rohrbündel-Wärmeübertragers mit festen, geraden Rohren ohne Dehnungsausgleicher eingesetzt werden.

Nachdem im vorangegangenen Abschnitt Nachrechnungen für die beiden Versuchsapparate durchgeführt und die Ergebnisse mit denen nach einem hochentwickelten Verfahren verglichen worden sind, gibt Tabelle 3-2

Vers.- WÜ	Last- fall	P_M [bar]	P_R [bar]	$\sigma_{R-O} = \frac{\sigma_M}{C}$ [bar]	$\epsilon_{r,max}$ HV	$\epsilon_{r,max}$ ROPLA	$r \sqrt{\epsilon_{r,max} \epsilon_r}$ HV	$r \sqrt{\epsilon_{r,max} \epsilon_r}$ ROPLA	$\sigma_r (r_{max})$ HV	$\sigma_r (r_{max})$ ROPLA	$\sigma_r (R)$ HV	$\sqrt{N/mm^2}$ ROPLA
I (s=38 mm)	P	25	0	20	40	35	≈ 220	≈ 205	10,1	9,2	- 7,7	- 2,0
	T	0	0	120	80	155	≈ 220	≈ 205	19,7	38	- 4,9	- 7,5
	PT	25	0	120	119	190	≈ 220	≈ 205	29,2	47	- 12,8	- 9,0
II (s=4 mm)	P	25	0	20	-1.358	- 540	297	297	25,2	30	- 308	- 122
	T	0	0	120	-1.208	-2.360	297	297	31,7	125	- 263	- 520
	PT	25	0	120	-2.607	-2.920	297	297	57,0	152	- 570	- 640

Tabelle 3-1: Gegenüberstellung maximaler bzw. minimaler Radialdehnungen und Radialspannungen an der rohrraumseitigen Oberfläche einer "dicken" (s = 38 mm) und einer "dünnen" (s = 4 mm) Rohrplatte nach einem hochentwickelten Verfahren (HV) und Programm "ROPLA".

einen Überblick über 16 Dimensionierungsbeispiele. Klammert man Beispiel 1 aus, das keinerlei Belastung darstellt, so erkennt man, daß die dimensionierten Rohrbodendicken zwischen 1,9 und 30,0 mm liegen. Damit erfordert selbst Belastungsfall 7, der offenbar die größte Beanspruchung der Rohrplatte bedeutet, eine geringere Bodendicke ($s = 30$ mm) als sie bei Versuchs-Wärmeübertrager I ($s = 38$ mm) ausgeführt ist.

Geht man von den experimentell nahezu erreichten Lastfällen 4,5 und 8 aus, so läßt sich eine Aussage zur Problemstellung machen, ob "dicken" oder "dünnen" Rohrplatten der Vorzug zu geben ist. Bei einem mantelraumseitigen Druck von 25 bar und gleichem Temperaturniveau von 120°C bei Rohren und Mantel (Beispiel 8) führt die Dimensionierung auf eine Rohrbodendicke von 13,4 mm. Bezüglich des Versuchsprogramms sind die "dicken" Rohrplatten ($s = 38$ mm) von Wärmeübertrager I also stärker über- als die "dünnen" Rohrplatten ($s = 4$ mm) von Wärmeübertrager II unterdimensioniert.

In diesem Zusammenhang interessiert ein Vergleich mit AD-Merkblatt B5, das auf Rohrplattendicken von $s = 4,2$ mm führt, wenn man mit dem größten im unbehohrten Bereich des Rohrbildes einzubeschreibenden Durchmesser rechnet, oder $s = 43,7$ mm, wenn die Rohrplatte über die gesamte Fläche hinreichend biegesteif sein soll. Ein Vergleich mit $s = 13,4$ mm nach Programm "ROPLA" bestätigt, daß die Auswertung der Formel des AD-Merkblattes B5 (2.1) im Falle des "dünnen" Rohrbodens auf einer plastischen Rechnung beruht.

Für den Fall, daß der Überdruck auch rohrraumseitig

Beispiel	P_M [bar]	P_R [bar]	ϑ_M [°C]	ϑ_R [°C]	s [mm]
1	0	0	20	20	--
2	0	0	120	20	17,8
3	0	0	20	120	25,6
4	0	0	120	120	11,9
5	25	0	20	20	2,8
6	25	0	120	20	17,0
7	25	0	20	120	30,0
8	25	0	120	120	13,4
9	0	25	20	20	11,1
10	0	25	120	20	23,0
11	0	25	20	120	18,4
12	0	25	120	120	1,9
13	25	25	20	20	8,9
14	25	25	120	20	19,9
15	25	25	20	120	19,1
16	25	25	120	120	4,6

Tabelle 3-2: Dimensionierungsbeispiele für die Rohrplattendicke eines Rohrbündel-Apparates nach Programm "ROPLA".

wirken kann (Beispiel 9 und 12), ändert sich nichts an der Rohrplattendicke $s = 13,4$ mm. Erst dann, wenn die mittleren Temperaturen des Rohrbündels und des Mantels deutlich voneinander abweichen (Beispiele 6, 7 und 10, 11), wird die Rohrplatte dicker dimensioniert. Man kann sich vorstellen, daß Belastungsfall 7, bei dem mantelraumseitig Überdruck herrscht und allein das Rohrbündel aufgeheizt ist, auf die größte dimensionierte Bodendicke von $s = 30$ mm führt. Beachtet man stets den erheblich größeren Wärmeausdehnungskoeffizienten der Rohre ($\alpha_R = 16,0 \cdot 10^{-6} 1/K$) gegenüber dem des Mantels ($\alpha_M = 11,1 \cdot 10^{-6} 1/K$), so mag man sich auch andere Belastungsfälle im Vergleich zueinander veranschaulichen.

Abb. 3-9 und 3-10 zeigen Plots von Spannungen und Dehnungen, die nach Programm "ROPLA" an der rohrraumseitigen Oberfläche der mit $s = 13,4$ mm dimensionierten Rohrplatten für Lastfall 8 zu erwarten sind.

3.3 Optimierung nach einem hochentwickelten Verfahren

Das bereits in den vorangegangenen Abschnitten mehrfach zitierte hochentwickelte Verfahren zeichnet sich dadurch aus, daß insgesamt 16 Parameter variiert werden können. Im Dialogverkehr mit einer elektronischen Rechenanlage, die nach Möglichkeit mit einem Bildschirmgerät ausgestattet sein sollte, kann der Konstrukteur eine Optimierungsrechnung nach mehreren Parametern durchführen.

Ein Beispiel für eine derartige Optimierung hat

Versuchs- wü	Beispiel	ϑ_M [°C]	ϑ_R [°C]	P_M [bar]	P_R [bar]	$P_{M,P}$ [bar]	$P_{R,P}$ [bar]	$P_{S,B}$ [kN]	$P_{S,P}$ [kN]	kritische Stellen
I (s=38 mm)	1	20	20	17	19	17	19	672,5	672,9	Einspannstelle des Mantels
	2	120	120	9	19	17	19	672,5	672,9	
II (s= 4 mm)	3	20	20	11	1	-	-	17,7	-	Kreisringplatte - Mantel, Rohr- platte
	4	120	120	-	-	-	-	-	-	Einspannstelle des Mantels

Tabelle 3-3: Optimierung der beiden Versuchs-Wärmeübertrager hinsichtlich des Drucks
nach einem hochentwickelten Verfahren

ein Unternehmen der Großchemie für die beiden Versuchs-Wärmeübertrager gerechnet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3-3 zusammengestellt. Bei der Rechnung wurde von festliegenden Abmessungen ausgegangen und nach dem Druck optimiert. Neben den optimalen Drücken im Betriebszustand und beim Probedruck (Index "P") ist auch die Gesamtschraubenkraft für Betriebszustand (Index "S,B") und Probedruck (Index "S,P") angegeben. Des weiteren werden von dem Optimierungsprogramm die jeweils kritischen Stellen festgelegt.

Wie aus Tabelle 3-3 zu entnehmen, bereitet bei der Rechnung für den "dicken" Rohrboden ($s=38$ mm) lediglich die Einspannstelle des Mantels Schwierigkeiten, während beim "dünnen" Rohrboden ($s=4$ mm) auch die Rohrplatte selbst ober aber die Verbindungsstelle der Kreisringplatte mit dem Mantel gefährdet ist.

Bei der "dünnen" Rohrplatte war eine Optimierung nach dem Druck im Falle des nicht aufgeheizten Apparates (Beispiel 3) nur für den Betriebszustand, im Falle des aufgeheizten Apparates (Beispiel 4) überhaupt nicht möglich. Das Programm arbeitet sehr auf der sicheren Seite. So erscheint z.B. schon dann der Kommentar "Rohrplatte zu schwach", wenn die über Lochrandfaktoren (s. Abschn. 2.2.2.2 und 3.1.1) errechnete Vergleichsspannung am Rand der Bohrungen die zulässige Spannung des Rohrplattenwerkstoffes überschreitet. Die an diesen wenigen Stellen möglicherweise punktförmig auftretenden, überelastischen Verformungen sind z.B. nach Siebel [45] zulässig, solange eine bleibende Dehnung von 0,2 % nicht überschritten wird. Diese Aussage gilt selbstverständlich nur für verformungsfähige Werkstoffe.

Im Gegensatz zu dem geschilderten Beispiel, in dem die Konstruktion bereits festlag, wird der Konstrukteur im Regelfall für vorgegebene Betriebsfälle die Abmessungen verschiedener Bauteile optimieren. So erweist sich oftmals - wie auch in Tabelle 3-3 - die Einspannstelle des Mantels als zu schwach. Das hochentwickelte Verfahren erlaubt z.B., den Mantel nur im Übergangsbereich zur Rohrplatte dicker zu gestalten, wobei die Manteldicke im ungestörten Bereich durchaus erhalten bleiben kann.

4. Versuchsanlage

Nachdem in den beiden vorangegangenen Kapiteln die Rohrplattenberechnung theoretisch behandelt worden ist und analytische Ergebnisse nach zwei verschiedenen Rechenprogrammen miteinander verglichen worden sind, soll nachfolgend auf die experimentelle Durchführung dieser Arbeit näher eingegangen werden. Zu diesem Zweck wird zunächst die Versuchsanlage (Abb. 4-1) mit den einzelnen Komponenten beschrieben und die Durchführung des Versuchsprogramms geschildert. Eine Beschreibung der aufwendigen Instrumentierung, insbesondere der Dehnungsmeßstreifen schließt sich an. In einem späteren Kapitel erfolgt eine ausführliche Gegenüberstellung von Messung und Rechnung.

4.1 Zwei Versuchs-Wärmeübertrager

Wie bereits in Abschn. 1.2 erwähnt, wurden vergleichende Messungen an zwei Versuchs-Wärmeübertragern¹⁾

1) Im folgenden wird stets die Abkürzung Versuchs-WÜ benutzt.

durchgeführt. Beide Apparate können hier gemeinsam beschrieben werden, weil sie sich konstruktiv nur durch die Rohrbodendicke unterscheiden. Anschließend wird auf versuchstechnisch bedingte Unterschiede hingewiesen.

Abb. 4-2 zeigt Versuchs-WÜ I mit "dicken" Rohrplatten ($s=38$ mm) im fertig instrumentierten Zustand. Den einzigen wesentlichen Unterschied zu ausgeführten Rohrbündel-Apparaten in der Industrie stellen die Zwischenringe dar, die jeweils zwischen Rohrplattenflansch und Flansch der Abschlußhaube eingelegt sind. Mit Hilfe eigens für die Versuchsapparate entwickelter Meßstützen (s. Abschn. 5.4), die in die Zwischenringe eingeschraubt sind, können Meßkabel von Dehnungsmeßstreifen und Thermo-elementen von der rohrraumseitigen Rohrplattenoberfläche aus dem Versuchs-WÜ herausgeführt werden. Aus der experimentell bedingten Besonderheit, einen Zwischenring zwischen die Flansche zu legen, folgt als weitere konstruktiv erwähnenswerte Einzelheit der Einsatz von Dehnschrauben. Zwischenring, Dehnschrauben und Meßstützen sind in einer Teilan-sicht von Versuchs-WÜ I ($s=38$ mm) (Abb. 4-3) gut erkennbar.

Besondere Aufmerksamkeit verdient vor allem noch die Einschweißung der Rohre in die Rohrplatte. Weil aus Gründen der Symmetrie und aus Kostengründen bei beiden Apparaten nur die obere Rohrplatte instrumentiert wurde, mußte beim Einschweißen der unteren Rohrenden bei weitem nicht so sorgfältig vorgegangen werden wie beim Einschweißen der oberen Rohrenden.

Bei der Montage der Apparate wurden die Rohre in die obere Rohrplatte eingesteckt, mit einem Walzwerkzeug leicht an die Wandungen der in die Rohrplatte gebohrten Löcher gedrückt und anschließend im WIG-Verfahren¹⁾ mit der Rohrplatte verschweißt. Dabei mußte darauf geachtet werden, daß die Rohrplattenstege möglichst in voller Breite erhalten blieben. Da diese Forderung nicht immer einwandfrei zu erfüllen war, wurde die gesamte Rohrplatte nach dem Einschweißen aller Rohre plangedreht. Die unteren Rohrenden konnten in der üblichen Weise (allerdings wegen der unterschiedlichen Werkstoffe von Platte und Rohren auch im WIG-Verfahren) derart verschweißt werden, daß die Schweißnähte auf der Rohrplattenoberfläche verlaufen. Auch die unteren Rohrenden wurden vor dem Einschweißen leicht eingewalzt.

Wie aus den Instrumentierungsplänen (s. Abschn. 5.2) hervorgeht, unterscheiden sich die beiden Versuchswü äußerlich durch die zusätzlichen Meßstutzen, die bei Apparat I ($s=38$ mm) im Mantel eingeschweißt sind (s. auch Abb. 4-3). Durch diese Meßstutzen werden solche Meßkabel aus Versuchswü I herausgeführt, die von Meßstellen ausgehen, die auf der mantelraumseitigen Oberfläche, d.h. auf der Innenseite der Rohrplatte angebracht sind. Auf diese Weise werden beim Apparat mit "dicken" Rohrplatten Informationen über Dehnungen und Temperaturen von beiden Rohrbodenoberflächen gewonnen. Versuchswü II mit "dünnen" Rohrböden wurde nur auf der rohrraumseitigen Plattenoberfläche instrumentiert, weil mantelraumseitig angebrachte Dehnungsmeßstreifen beim Einschweißen der Rohre in die Rohrplatte zerstört worden wären.

1) WIG = Abkürzung für Wolfram-Inert-Gas-Schweißung.

4.2 Komponenten des Ölkreislaufes

Nach der vorangegangenen Beschreibung der beiden Versuchs-WÜ soll kurz auf die Hauptkomponenten des Ölkreislaufes eingegangen werden. Um den jeweils untersuchten Apparat den gewünschten Betriebsbedingungen zu unterwerfen, werden vor allem Umwälzpumpe 2, Handpumpe 3 und Heizkörper 4 benötigt (s. Abb. 4-4).

Zum Betrieb des Versuchskreislaufes wurde Öl gewählt, weil wochenlange Versuche gezeigt haben, daß sich Öl gegenüber Klebung und Abdeckung der Dehnungsmeßstreifen weit weniger aggressiv verhält als Wasser. Das verwendete Wärmeträgeröl¹⁾ wird mittels einer Präzisions-Zahnrad-Ölpumpe durch den Versuchsapparat gefördert. Ein vorgeschaltetes Regelgetriebe sorgt für einen stufenlos verstellbaren Öldurchsatz zwischen 0,15 und 1,5 m³/h.

Handpumpe 3 mit pneumatischem Antrieb zur Druckerhöhung dient der Druckaufgabe sowohl bei ausgeschalteter als auch bei laufender Umwälzpumpe 2. Die Grobeinstellung des einzustellenden Druckes erfolgt über einen Preßluftanschluß; mit Hilfe des Handhebels an Pumpe 3 wird der gewünschte Druck fein eingestellt und der ständige Druckverlust ausgeglichen.

Heizkörper 4 verfügt über 6 Heizstäbe; er ist druckbeständig bis 40 bar. Jeweils drei der sechs

1) Die Firma CWH stellte dem Lehrstuhl für Apparatechnik und Anlagenbau für das Versuchsprogramm 400 l Wärmeträgeröl Marlotherm S zur Verfügung.

gewählten Heizstäbe bringen eine Heizleistung von 1,5 bzw. 2 kW. Die elektrische Verschaltung ist so ausgeführt, daß die Aufheizung des Wärmeträgeröls in drei Stufen vorgenommen werden kann:

Stufe 1:	3 x 1,5 kW	= 4,5 kW
Stufe 2:	3 x 2,0 kW	= 6,0 kW
Stufe 3:	3 x 1,5 kW + 3 x 2,0 kW	= 10,5 kW.

4.3 Druckregelung

Zur Druckbegrenzung in den beiden Versuchs-WÜ wurde Regelstation 8 mit pneumatischem PI-Regler und Stellvorrichtung an den Versuchskreislauf angeschlossen sowie als Stellglied Überströmventil 10 eingebaut (s. Abb. 4-4).

Um einen unerwünschten Druckanstieg (etwa beim Füllen des Versuchskreislaufes, vor allem aber beim Aufheizvorgang des Wärmeträgeröls) zu verhindern, wird der Sollwert auf der Skala des im Regler eingebauten Druckmessers eingestellt, der auch den ständig zu messenden Istwert anzeigt. Überschreitet der Istwert den eingestellten Sollwert, so steigt der zum Verstärker führende Druck und damit der Stelldruck des Reglers. Die auf diese Weise erhöhte Stellgröße wirkt auf die Membran des Überströmventils. Das eingebaute Kegelsitzventil öffnet sich und beeinflusst so die Regelgröße, den Druck im Versuchskreislauf. Erst wenn der von der Regelstation gemessene Druck den Sollwert wieder unterschritten hat und der Stelldruck wieder auf seinen ursprünglichen Wert abgesunken ist, schließt sich das Ventil wieder.

Da im vorliegenden Fall die Führungsgröße, der Sollwert für den Druck im Versuchs-WÜ, konstant ist, handelt es sich um eine Festwertregelung.

Regelstation 8 enthält eine Stellvorrichtung (Leitgerät), die zur stoßfreien Umschaltung von automatischer Regelung auf Handsteuerung oder umgekehrt dient. Die Zuluft für die Stellvorrichtung wird über Reduzierstation 9 zugeführt (s. Abb. 4-4).

4.4. Temperaturregelung

Während die in Abschn. 4.3 beschriebene Druckregelung lediglich dazu dient, die Regelgröße zu begrenzen, läßt sich mit Hilfe des Temperaturreglers 12 und des Heizkörpers 4 (s. Abb. 4-4) mit guter Näherung ein zeitlich konstantes Temperaturfeld am Versuchsgesamapparat einstellen. Durch ständiges Zu- oder Abschalten einzelner Leistungsstufen der Beheizung (s. auch Abschn. 4.2) wird die Wärmeabgabe an das den Versuchs-WÜ durchströmende Öl derart geregelt, daß im stationären Zustand z.B. mittlere Rohr- und Manteltemperaturen, die als Betriebsgrößen in die meisten Berechnungsverfahren Eingang finden, konstant gehalten werden.

Als Temperaturregler wurde ein elektronischer Dreipunkt-Schrittregler vom Typ WITRONIC II eingesetzt. Ein solcher Regler hat einen Schaltausgang und kann je nach dem Vorzeichen der Regelabweichung einen Stellmotor in Links- oder Rechtslauf schalten [46]. Eine im Regler eingebaute Rückführschaltung ruft ein Übergangsverhalten hervor, das dem eines PI-Reglers ähnelt.

Eine Regelung im Sinne einer Temperaturbegrenzung ist zum Schutz der Folien-DMS-Meßstellen erforderlich, weil deren Haltbarkeit nur bis ca. 150 °C garantiert wurde (s. Abschn. 5).

Sollen Versuchsreihen bei einer bestimmten Temperatur durchgeführt werden, so wird der Sollwert auf der Temperaturskala des Reglers eingestellt. Die Anzeige erreicht bei weitem nicht die Genauigkeit der Anzeige des in Abschn. 4.3 beschriebenen Druckreglers. Ein im Eintrittsstutzen des Mediums angebrachtes Widerstandsthermometer (Temperaturfühler 11 in Abb. 4-4) liefert den Istwert; dieser wird also an der Stelle des Versuchs-Wü gemessen, an der bei fördernder Umwälzpumpe die höchste Temperatur auftritt. Die in drei Leistungsstufen schaltbare Beheizung arbeitet als Stellglied.

Da auch bei der Temperaturregelung die Führungsgröße, der Sollwert für die Temperatur an der heißesten Stelle des Versuchsapparates, konstant ist, liegt wiederum eine Festwertregelung vor.

4.5 Durchführung des Versuchsprogrammes

Anschließend an die Beschreibung der Komponenten der Versuchsanlage soll geschildert werden, wie die einzelnen Versuche durchgeführt wurden.

Das Versuchsprogramm für beide Apparate umfaßte jeweils drei Belastungsfälle:

1. Druck-Versuch (Lastfall P)
2. Temperatur-Versuch (Lastfall T)
3. Druck-Temperatur-Versuch (Lastfall PT)

Dabei wurde bei Drücken bis 25 bar und bei Temperaturen bis ca. 100 °C gemessen. Die Drücke konnten entsprechend der Mediumsführung nur im Mantelraum aufgegeben werden. Die Temperaturbelastung erfolgte "quasi-isotherm", d.h. nach ungefähr zwei- bis dreistündiger konstanter Wärmezufuhr stellte sich ein bezüglich der Innenrohre und des Mantels mit guter Näherung isothermes Temperaturfeld ein. Wegen der fehlenden Isolierung des Apparates lag die mittlere Manteltemperatur $\vartheta_{M,m}$ beim Temperatur-Versuch stets unter der mittleren Rohrtemperatur $\vartheta_{R,m}$. Die Temperaturdifferenz zwischen $\vartheta_{R,m}$ und $\vartheta_{M,m}$ betrug bei Rohrtemperaturen von ca. 105 °C maximal 10K. Auf diese Weise wurde diejenige Wirkung unterschiedlicher Wärmedehnungen von Innenrohren und Mantel, die wegen der verschiedenen Wärmeausdehnungskoeffizienten schon bei ideal isothermer Aufheizung auftritt, noch verstärkt. Außer Messungen, die für rein drück- oder temperaturbedingte Belastung erfolgten, wurden auch Meßreihen für die gleichzeitige Einwirkung von Druck und Temperatur aufgenommen.

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, daß sämtliche Messungen statisch durchgeführt wurden. Das bedeutet, daß immer nur im stationären Zustand gemessen werden konnte. Zeitlich veränderliche Belastungen, wie sie etwa beim An- und Abfahren der Anlage vorkommen, können mit der vorhandenen Vielstellenmeßanlage nicht erfaßt werden. Eine einmalige Abfrage aller Meßstellen dauert bei Versuchs-

Wü I ca. 2 min, bei Versuchs-Wü II ca. 1 1/2 min und damit zu lange, um zeitlich veränderliche Größen (hier insbesondere infolge der Temperaturänderungsgeschwindigkeit) ausreichend genau zu messen.

Die Vorgehensweise bei der experimentellen Durchführung der drei oben genannten Belastungsfälle wird im folgenden anhand von Abb. 4-4 umrissen.

Grundsätzlich muß der jeweils an den Ölkreislauf angeschlossene Apparat an jedem Versuchstag über Umwälzpumpe 2 bei geschlossenem Ventil 16 und geöffnetem Ventil 15 neu gefüllt werden. Nach gründlicher Entlüftung über die Ventile 13 oder 14 wird Vorratsbehälter 6 mit Hilfe von Handpumpe 7 aufgefüllt. Danach kann der jeweils gewünschte Belastungsfall aufgebracht werden. Beim Druck-Versuch werden die Ventile 13, 14, 15 und 17 geschlossen, 16 und 18 geöffnet. Der Druck wird über eine mit Preßluft betriebene Pumpe 3 aufgebracht. Das zur Druckerhöhung erforderliche Öl wird aus Vorratsbehälter 6 bezogen. Der ständige Druckabfall läßt sich mit dem Handhebel an Pumpe 3 ausgleichen. Auf diese Weise kann man den im Behälter herrschenden Druck auf + 0,1 bar konstant halten.

Im Fall eines Temperatur-Versuchs muß Ventil 14 geöffnet werden. Heizkörper 4 heizt das im Kreislauf befindliche Öl auf, das über Umwälzpumpe 2 durch den Versuchsapparat gepumpt wird. Der durch die Aufheizung bedingte Volumenzuwachs des Wärmeträgeröls gelangt über Ventil 14 in Überlaufbehälter 6, so daß der Versuchs-Wü drucklos betrieben wird. Ein "quasi-isothermer" Zustand, wie er oben beschrieben wird, stellt sich i.a. nach etwa zehnmaliger

Umwälzung des gesamten Apparateinhaltes ein. Mit Hilfe von Temperaturregler 12 läßt sich ein bestimmtes Temperaturniveau (z.B. der Innenrohre) auf ca. $\pm 1\text{K}$ halten.

Sollen Druck und Temperatur gleichzeitig auf den Versuchsapparat einwirken, so wird Ventil 14 geschlossen. Umwälzpumpe 2 fördert das Öl durch den Kreislauf, Heizkörper 4 wird eingeschaltet. An Regelstation 8 wird ein Druck eingestellt, der beim Aufheizvorgang nicht überschritten werden soll. Temperaturregler 12 sorgt dafür, daß die Öltemperatur im Eintrittsstutzen nicht höher als gewünscht ansteigt. Mit Hilfe des Druckreglers 8 kann der Druck-Temperatur-Versuch auch in einen reinen Temperatur-Versuch übergeführt werden, indem am Regler als Sollwert Atmosphärendruck eingestellt wird. Die überschüssige Ölmenge gelangt durch Überströmventil 10 zurück in Vorratsbehälter 5, während Temperaturregler 12 das bisherige Temperaturniveau aufrecht erhält.

Unabhängig vom jeweiligen Belastungsfall wird das an einem Tage gefahrene Versuchsprogramm damit abgeschlossen, daß der Versuchsapparat über Umwälzpumpe 2 entgegen ihrer Förderrichtung in Vorratsbehälter 5 geleert wird. Dabei bleibt Ventil 14 geschlossen, Ventil 13 muß geöffnet sein. Diese Maßnahme wurde vorsichtshalber zur Schonung der mantelraumseitig applizierten Dehnungsmeßstreifen getroffen. Es sollte darauf geachtet werden, daß das verwendete Wärmeträgeröl nicht länger als notwendig auf die Abdeckung der Dehnungsmeßstreifen einwirkte.

Ergänzend zum beschriebenen Ablauf der Experimente

soll an dieser Stelle kurz auf grundsätzlich beachtete Maßnahmen hinsichtlich der DMS-Meßtechnik hingewiesen werden. Zu Beginn eines jeden Versuchstages wurden sämtliche DMS-Meßstellen neu abgeglichen und mindestens dreimal von der Vielstellenmeßanlage abgefragt. Ebenso wurde jeder untersuchte Betriebszustand mindestens dreimal durchgemessen. Auf diese Weise konnten Schwankungen der digital angezeigten Meßwerte durch Mittelwertbildung ausgeglichen werden. Im Falle sehr großer Abweichungen wurde die offensichtlich fehlerhafte Meßreihe nicht berücksichtigt.

Die Werte des Nullabgleiches vor dem Versuch (1.Nullabgleich) wurden immer mit denen nach dem Versuch (2.Nullabgleich) verglichen, um die Brauchbarkeit der während des Versuches gemessenen Werte beurteilen zu können. Bei Temperatur- und Druck-Temperatur-Versuchen erfolgte der 2. Nullabgleich mindestens 12 Stunden nach Beendigung einer Versuchsreihe, wenn das gesamte Temperaturniveau des untersuchten Apparates wieder auf das des 1. Nullabgleiches abgefallen war. Die zum Zeitpunkt des Nullabgleiches vor einer Versuchsreihe herrschende Raumtemperatur wich von der nach dem Versuch um höchstens 2K ab.

5. Instrumentierung der Versuchs-Wärmeübertrager

In den vorangegangenen Kapiteln wurden die Rohrplattenberechnung behandelt, theoretische Ergebnisse diskutiert und die Versuchsanlage beschrieben, mit der experimentelle Ergebnisse erzielt worden sind. Im folgenden wird ausführlich auf die aufwendige meßtechnische Erfassung von Dehnungs- und Temperaturmessungen eingegangen. Einer Beschreibung

der Meßverfahren für Dehnungsmeßstreifen (DMS)¹⁾ einerseits und für Thermoelemente andererseits schließt sich ein Abschnitt über die Instrumentierung an. Dabei wird auf die Unterschiede zwischen der meßtechnischen Bestückung von Versuchs-WÜ I mit "dicken" Rohrplatten und Versuchs-WÜ II mit "dünnen" Rohrplatten hingewiesen. Den Abschluß dieses Kapitels bilden die Beschreibung zum Teil neu entwickelter Applikationstechniken und eine kurze Erläuterung der eigens für die Versuchsapparate konstruierten druckdichten Kabeldurchführungen für DMS und Thermoelemente.

Abb. 5-1 verdeutlicht den organisatorischen Ablauf (örtlich und zeitlich) für die wichtigsten Instrumentierungsphasen (IP A, IP B, IP C). Das Ablaufschema veranschaulicht den besonders hohen Aufwand für Versuchs-WÜ I, hervorgerufen durch man-
telraumseitige (IP A) und rohrraumseitige Instrumentierung (IP C) der "dicken" Rohrplatte. Nach langwierigen Voruntersuchungen und sorgfältiger Ausarbeitung der Instrumentierungspläne (s. Abschn. 5.2) seitens des Lehrstuhls für Apparatechnik und Anlagenbau übernahm Ingenieur-Büro Zaritsch in Planegg bei München die Ausführung der äußerst schwierigen und zeitraubenden Instrumentierung der Rohrplatten. Haltbarkeit der DMS-Applikation gegen Drücke bis 40 bar, Temperaturen bis 150 °C und Einfluß des Mediums (Wärmeträgeröl) wurde garantiert.

Instrumentierungsphase A mußte an Apparateteil RFM ausgeführt werden, das aus Rohrplatte, Flansch und

1) Im folgenden wird für "Dehnungsmeßstreifen" überwiegend die in der Literatur übliche Abkürzung "DMS" verwendet.

angeschweißtem oberem Mantelschuß bestand. Nach Überprüfung der Meßstellen am Lehrstuhl erfolgte der Zusammenbau von Versuchs-WÜ I bei der Fa. Josef van Opbergen in Holzheim bei Neuss. Wegen der bereits applizierten Meßstellen war beim Zusammenbau, insbesondere beim Einfädeln der Rohre (vgl. Abschn. 4.1) und beim Zusammenschweißen der Mantelschüsse große Vorsicht geboten. Meßkabel und -stutzen wurden gegen Schweißperlen mit Asbest-Tuch abgeschirmt. Das Zusammenschweißen erfolgte in folgender Weise. Mit Hilfe von vier in der oberen Rohrplatte eingewalzten Rohren wurden die beiden Mantelschüsse in waagerechter Lage ausgerichtet. Ein zwischen die zylindrischen Schüsse geschobenes Blech sorgte für ca. 3 mm Luft am gesamten Umfang. Dem Anheften der Mantelschüsse folgte der Schweißvorgang, der von Hand mit Elektrode ausgeführt wurde. Nachdem die Wurzelnaht gelegt und der Zwischenraum in mehreren Lagen mit Schweißgut ausgefüllt worden war, wurde die Decknaht gezogen. Gleichzeitig zu Versuchsphase A an Versuchs-WÜ I mit "dicken" Rohrplatten konnten Fa. Josef van Opbergen Versuchs-WÜ II mit "dünnen" Rohrplatten fertigen und danach Ingenieur-Büro Zaritsch die zugehörige rohrraumseitige Instrumentierung (Instrumentierungsphase B) ausführen. Nach Abschluß von Versuchsphase A an Versuchsapparat I schloß sich Versuchsphase B an, in der das gesamte Versuchsprogramm für Versuchsapparat II gefahren wurde.

Instrumentierungsphase C konnte am Lehrstuhl durchgeführt werden, weil während der Instrumentierungsphasen A und B das vollständige "know-how" für das gestellte Meßproblem erworben worden war. Das Versuchsprogramm für Versuchs-WÜ I wurde mit gleich-

zeitigen Messungen an mantelraum- und rohrraumseitigen Rohrplattenoberflächen abgeschlossen.

Hinsichtlich der Instrumentierungspläne sei auf Abschnitt 5.2 verwiesen.

5.1 Meßverfahren

Die beiden untersuchten Versuchs-WÜ werden im allgemeinen Fall

- a) mechanisch durch Druck und
- b) thermisch durch Aufheizung

beansprucht. Die aus dieser Belastung resultierenden Betriebsgrößen, die auch in die in Abschn. 2.1 beschriebenen Berechnungsverfahren eingehen, sind rohrraum- und mantelraumseitige Drücke sowie mittlere Temperaturen von Mantel und Innenrohren. In der vorliegenden Untersuchung verringert sich das Problem dadurch, daß nur mantelraumseitig Drücke aufgegeben werden (vgl. Abschn. 4.5).

Verformungen, die infolge der Betriebsgrößen an Rohrplatte, Mantel und Innenrohren auftreten, werden mit Hilfe von Dehnungsmeßstreifen (DMS) erfaßt. Mittlere Rohr- und Mantelraumtemperaturen werden aus mehreren Messungen mit Thermoelementen ermittelt.

Der Druck im Mantelraum wird mit einem Röhrenfeder-Manometer gemessen.

5.1.1. Dehnungsmessungen

Das Meßverfahren mit DMS gründet sich auf die

Wheatstone'sche Brückenschaltung, die es erlaubt, kleine Widerstandsänderungen zu messen. Die relative elektrische Widerstandsänderung $\Delta R/R$ des DMS wird nach der Beziehung (z.B. in [47, 48])

$$\frac{\Delta R}{R} = k \cdot \frac{\Delta l}{l} = k \cdot \epsilon \quad (5.1)$$

über den sog. k-Faktor (auch Dehnungsempfindlichkeit) als Proportionalitätsfaktor mit der relativen Längenänderung $\Delta l/l$ (Dehnung ϵ) des Bauteils verknüpft. Da in der vorliegenden Untersuchung wegen der begrenzten geometrischen Verhältnisse, insbesondere der Rohrplatte, immer nur ein aktiver DMS pro Meßstelle appliziert werden kann, muß notwendigerweise in Dreileiterschaltung (Abb. 5-3) gemessen werden. Bei gleicher Länge und Temperatur der Zuleitungen zur Meßbrücke wird die bei der Viertelbrückenschaltung (Abb. 5-2) auftretende Unsymmetrie beseitigt [49].

Unerwünschte Widerstandsänderungen, die auch bei Dreileiterschaltung eine Rolle spielen, werden durch Dehnungsempfindlichkeit (k-Faktor), Kriecheinflüsse und Temperaturgang eines DMS (Abb. 5-4 bis 5-7) hervorgerufen.

Streng genommen ist der k-Faktor nur für eine bestimmte Kombination von Bauteil, Klebstoff, Trägermaterial und Meßgitter konstant (s. Abb. 5-4). Im vorliegenden Anwendungsfall liegt die Änderung der Dehnungsempfindlichkeit für Temperaturen bis ca. 100 °C für alle verwendeten DMS deutlich unter 1 %.

Die Abb. 5-5 und 5-6 zeigen die Dehnungsänderung einer bestimmten Kombination von DMS-Typ, Meßgitterabmessungen und Klebstoff in Abhängigkeit von

Zeit und Temperatur. Legt man die größenordnungs-
mäßig richtigen Zahlenwerte der genannten Abbildun-
gen zugrunde, so erkennt man, daß der Einfluß des
DMS-Kriechens durch ständige Erneuerung des Null-
abgleiches aller DMS fast vollständig ausgeschal-
tet wird. Bei einer maximalen Versuchsdauer von 10
Stunden bleibt auch hier der Fehler deutlich unter
1 %. Noch weit geringer ist der Meßfehler durch
Bauteilkriechen, das sich nur bei Langzeituntersu-
chungen auswirkt.

Der temperaturabhängige Anteil der unerwünschten
Widerstandsänderung geht auf drei Ursachen zurück
(s. Abb. 5-7)

1. temperaturabhängige Änderung des spezifischen
Widerstandes des Meßgitterwerkstoffs (Index "R")
2. Wärmeausdehnung des Meßgitters (Index "M")
3. Wärmeausdehnung des Bauteils (Index "B")

In Anlehnung an 750 läßt sich die gesamte tem-
peraturabhängige Widerstandsänderung wie folgt
darstellen:

$$\left(\frac{\Delta R}{R}\right)_{\vartheta} = \left\{ \alpha_R(\vartheta) + k(\vartheta) \cdot \left[\bar{\alpha}_B(\vartheta) - \alpha_M(\vartheta) \right] \right\} \cdot \Delta \vartheta. \quad (5.2)$$

Formal verschwindet $(\Delta R/R)_{\vartheta}$ genau dann, wenn

$$\alpha_R = -k \cdot (\alpha_B - \alpha_M) \quad (5.3)$$

gefordert wird. Wegen der unterschiedlichen Tempera-
turabhängigkeit der beteiligten Wärmeausdehnungskoeffizienten und der Temperaturabhängigkeit des k-Faktors kann diese Bedingung nur punktweise erfüllt werden - gewöhnlich für Anfangs- und Endpunkt des

gewünschten Temperaturbereiches (s. Abb. 5-7).
 "Temperaturgang eines selbstkompensierenden DMS"
 besagt, daß der DMS allein unter Erwärmung nur
 noch eine geringe scheinbare Dehnung ϵ_s zeigt.

Des weiteren ist für jede Meßstelle der Isolationswiderstand zu überprüfen, der theoretisch unendlich groß sein muß. Die Isolierung der Meßstellen und der anschließenden Verdrahtung im Versuchsapparat spielt für die verlangten Versuchsbedingungen eine große Rolle (vgl. Abschn. 5.3.2).

Das Hauptmerkmal des vorliegenden Dehnungsmeßproblems liegt darin, daß im Gegensatz zu zahlreichen Anwendungsfällen die gesamte Lastdehnung, also Dehnungen infolge Druck und Temperatur, erfaßt werden soll. Das gelingt, indem ein Präzisionswiderstand (z.B. " R_1 " in Abb. 5-3) eingesetzt wird, der dem Widerstand des bei Raumtemperatur unbelasteten aktiven DMS (" R_2 " in Abb. 5-3) entspricht.

Zur Verdeutlichung der einzelnen Dehnungsanteile von Bauteil und DMS dient Bild 3.

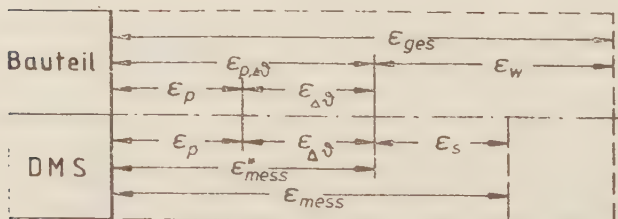


Bild 3: Dehnungsanteile von Bauteil und DMS

Im einzelnen sind:

- ϵ_{ges} - tatsächliche Dehnung des Bauteils
- ϵ_p - Lastdehnung des Bauteils infolge mechanischer Belastung
- $\epsilon_{\Delta\vartheta}$ - Lastdehnung des Bauteils infolge thermischer Belastung
- $\epsilon_{p\Delta\vartheta}$ - gesamte Lastdehnung des Bauteils
- ϵ_W - Wärmedehnung des Bauteils ($\epsilon_W = \alpha_B \cdot \Delta\vartheta$)
- ϵ_S - scheinbare Dehnung des DMS
- ϵ_{mess} - gemessene Dehnung
- ϵ_{mess}^* - korrigierte gemessene Dehnung bzw. tatsächliche Lastdehnung des Bauteils ($\epsilon_{\text{mess}}^* = \epsilon_{p,\Delta\vartheta}$)

Die Gesamtdehnung des Bauteils läßt sich gemäß Bild 4 wie folgt formulieren:

$$\epsilon_{\text{ges}} = \epsilon_p + \epsilon_{\Delta\vartheta} + \epsilon_W = \epsilon_{p,\Delta\vartheta} + \epsilon_W \quad (5.4a)$$

$$\epsilon_{\text{ges}} = \epsilon_p + \epsilon_{\Delta\vartheta} + \epsilon_S - \epsilon_S + \epsilon_W = \epsilon_{p,\Delta\vartheta} + \epsilon_S - \epsilon_S + \epsilon_{\text{mess}} - \epsilon_S + \epsilon_W \quad (5.4b)$$

Für den korrigierten Meßwert gilt:

$$\epsilon_{\text{mess}}^* = \epsilon_{\text{mess}} - \epsilon_S = \epsilon_{p,\Delta\vartheta} \quad (5.5)$$

Die Beziehung für die scheinbare Dehnung ϵ_S gewinnt man aus den Gleichungen (5.1) und 5.2)

$$\epsilon_S = \frac{1}{K} \cdot \alpha_R + (\alpha_B - \alpha_M) \cdot \Delta\vartheta \quad (5.6)$$

In Abb. 5-7 ist die scheinbare Dehnung des DMS im kompensierten Bereich ($20^\circ\text{C} \leq \vartheta \leq 120^\circ\text{C}$) positiv. Verallgemeinernd gilt folgende Fallunterscheidung:

$$\epsilon_{\text{mess}}^* = \epsilon_{p,\Delta\vartheta} \begin{cases} > \epsilon_{\text{mess}} & \text{für } \epsilon_S < 0 \\ = \epsilon_{\text{mess}} & \text{für } \epsilon_S = 0 \\ < \epsilon_{\text{mess}} & \text{für } \epsilon_S > 0 \end{cases} \quad (5.7)$$

Anhand eines Beispiels sei abschließend gezeigt, daß die reine Wärmedehnung eines Bauteils keine Lastdehnung ist und somit die aus gemessenen und korrigierten Dehnungsmeßwerten ermittelten Spannungen nicht beeinflußt.

Allgemein lassen sich die Hauptdehnungen eines zweiachsigen Spannungszustandes in der Form angeben:

$$\epsilon_1 = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_1 - \nu \cdot \sigma_2) + \alpha \cdot \Delta\theta = \epsilon_{1\text{mess}} + \Delta\theta \quad (5.8)$$

$$\epsilon_2 = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_2 - \nu \cdot \sigma_1) + \alpha \cdot \Delta\theta = \epsilon_{2\text{mess}} + \Delta\theta \quad (5.9)$$

Der Einfachheit halber sei für dieses Beispiel vollständige Temperaturkompensation des DMS ($\epsilon_S = 0 \mu D$) vorausgesetzt. Multiplikation von Gleichung (5.8) mit der Querkontraktion ν und anschließende Addition zu (5.9) führt auf

$$\sigma_2 = \frac{1}{1-\nu^2} \cdot (\epsilon_2 + \nu \cdot \epsilon_1) - (1+\nu) \cdot \alpha \cdot \Delta\theta \quad (5.10)$$

Setzt man jetzt die Hauptdehnungen ϵ_1 und ϵ_2 nach Gleichung (5.8) und (5.9) in Gleichung (5.10) ein, so erhält man Hauptspannung σ_2 und analog zur beschriebenen Vorgehensweise auch Hauptspannung σ_1

$$\sigma_2 = \frac{1}{1-\nu^2} \cdot (\epsilon_{2\text{mess}} + \nu \cdot \epsilon_{1\text{mess}}) \cdot E \quad (5.11)$$

$$\sigma_1 = \frac{1}{1-\nu^2} \cdot (\epsilon_{1\text{mess}} + \nu \cdot \epsilon_{2\text{mess}}) \cdot E \quad (5.12)$$

Damit ist demonstriert, daß man aus den gemessenen und korrigierten Dehnungen für Druck- und Temperaturbeanspruchung unmittelbar die entsprechenden Spannungen des Bauteils berechnen kann.

5.1.2 Temperaturmessungen

Das Meßverfahren mit Thermoelementen geht auf die von Seebeck [51] entdeckte Thermospannung zurück. Als Thermospannung wird diejenige Spannung bezeichnet, die entsteht, wenn die Kontaktstelle zweier metallischer Leiter, die aus verschiedenem Material bestehen, erwärmt oder abgekühlt wird.

Für die Temperaturmessungen an den beiden Versuchs-WÜ wurden Thermoelemente mit der Leiterpaarung Nickelchrom-Nickel (NiCr-Ni) verwendet, die sich dadurch auszeichnen, daß die Thermospannung fast exakt linear von der Temperatur abhängt.

Die Mediumstemperaturen in Ein- und Austrittsstutzen der Versuchsapparate sowie die Manteltemperatur wurden mit gewöhnlichen Meßfühlern gemessen; für Rohrplatten und Rohre wurden Miniaturmantel-Thermoelemente vorgesehen. Bei einem Leitungsdurchmesser von nur 0,5 mm können die gewählten Miniaturmantel-Thermoelemente auch an schwer zugänglichen Stellen (z.B. in den Rohren) verlötet werden; sie erleichtern zudem durch große Biegsamkeit die Kabelverlegung.

An dieser Stelle sei kurz auf das Einlöten dieser Thermoelemente in die Rohre eingegangen. In die zu instrumentierenden Rohre werden in Höhe der gewünschten Meßstellen (120 mm von jedem Rohrende entfernt) Schlitze von ca. 20 mm Länge gefräst. Das jeweilige Miniaturmantel-Thermoelement wird in das Rohr eingeführt, in den Schlitz hineingelegt und von außen mit der Rohrwandung sorgfältig verlötet. Auf diese Weise werden sowohl Dichtigkeit

als auch Messung einer Temperatur etwa in der Mitte der Rohrwandung erreicht.

Der beschriebene Vorgang spielt im Hinblick auf die in Abschn. 5 beschriebenen Instrumentierungsphasen und den Zusammenbau der Versuchs-WÜ eine wichtige Rolle, weil das Einlöten der Thermoelemente vor dem Einfädeln der Rohre in den zusammengeschweißten Apparat erfolgen muß.

Abb. 5-8 zeigt, wie die Temperaturen mit der in Abschn. 6.1 beschriebenen Vielstellenmeßanlage (VSMA) gemessen und registriert werden. Jedem Thermoelement mit den Temperaturen $\vartheta_1 \dots \vartheta_{10}$ ist eine Vergleichsstelle im elektronischen Thermostat gegengeschaltet. Um die Vergleichsstellentemperatur von 50 °C zu unterdrücken, wird am DVM-Einschub der VSMA ein Widerstandsthermometer angeschlossen, das mit Hilfe des HAAKE-Thermostaten ebenfalls auf einer Temperatur von 50 °C gehalten wird. Mit Hilfe des in der VSMA eingebauten Druckers lassen sich die Temperaturen ausdrucken.

5.1.3 Druckmessung

Die Druckmessung wirft für das beabsichtigte Versuchsprogramm keine Schwierigkeiten auf. Da lediglich ein Kreislauf durch den Mantelraum der beiden Versuchs-WÜ geführt wird, ist auch nur der im Mantelraum herrschende Druck zu messen. Als Druckmesser wurden Röhrenfeder-Manometer der Güteklasse 0.6 gewählt. Damit ist eine gute Genauigkeit der abgelesenen Drücke gegeben, denn bei einem Meßbereich von 40 bar beträgt die Anzeigenauigkeit entsprechend der Güteklasse 0.6 0,24 bar.

5.2 Instrumentierungspläne

Die Abb. 5-9 bis 5-13 geben einen Überblick über sämtliche an Rohrplatten oder in Rohren angebrachte Meßstellen. Darüber hinaus kann die Kabelverlegung verfolgt und die Zuordnung aller DMS-Meßgitter und Thermoelemente zu den zugehörigen Meßstutzen abgelesen werden. Für Meßstellen am Apparatemantel und in Mediumsstutzen lohnt sich keine gesonderte Abbildung.

Der Vollständigkeit halber sei die Lage der in den Abb. 5-9 bis 5-13 nicht eingezeichneten Meßstellen beschrieben. An beiden Versuchs-WÜ sind jeweils zwei Thermoelemente am oberen und zwei Thermoelemente am unteren Mantelschuß angelötet, die jeweils um einen Umfangswinkel von ca. 150° bzw. 210° auseinander liegen. Die Mediumstemperaturen werden ebenfalls mit Thermoelementen gemessen, die in Ein- und Austrittsstutzen eingelötet sind. Des weiteren sind an beiden Versuchs-WÜ in zwei verschiedenen weder durch Stutzen noch durch Schweißnähte gestörten Bereichen jeweils zwei DMS appliziert, wobei ein Meßgitter axial, das andere tangential bezüglich des Mantels ausgerichtet ist. Der Abstand dieser DMS vom Rohrplattenrand beträgt ca. 120 mm, so daß Randstörungen keinen Einfluß mehr auf das Meßergebnis ausüben.

5.2.1 Instrumentierung des Versuchs-Wärmeübertragers I mit "dicken" Rohrplatten

Zur Beschreibung der an der oberen Rohrplatte bzw. in den Rohren angebrachten Meßstellen sind Abb. 5-9 bis 5-11 heranzuziehen.

Aus Abb. 5-9 kann die Lage der auf der rohrraumseitigen Rohrplattenoberfläche applizierten DMS und aufgelöteten Miniaturmantel-Thermoelemente ersehen werden. Zusätzlich zeigt die Ansicht die im oberen Bereich der Rohre eingelöteten Miniaturmantel-Thermoelemente und sämtliche Meßstutzen des oberen Zwischenringes.

Die Stutzen S 1 bis S 10 führen Meßkabel aus dem Mantelraum heraus und werden zur Erläuterung von Abb. 5-10 benötigt. Von den Meßstutzen, die in den oberen Zwischenring eingeschraubt sind, sind nur S 11, S 13 bis S 17 und S 22 besetzt. Die noch freien Meßstutzen S 12 und S 18 bis S 21 stehen also für eine spätere Erweiterung der Meßstellenzahl auf der rohrraumseitigen Rohrplattenoberfläche zur Verfügung.

Mit Hilfe der Thermoelemente O bis 4 sowie 32 und 33 läßt sich näherungsweise der Temperaturverlauf über den Rohrplattenradius ermitteln. Die Thermoelemente 10 bis 13 dienen zusammen mit den Thermoelementen 14 bis 17 in Abb. 5-11 zur Berechnung der mittleren Rohrtemperatur.

Die DMS-Rosetten O09 bis O14 sowie O16 und O25 liefern eine Aussage über den Dehnungsverlauf in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius. Die Informationen dieser Meßstellen erlauben den unmittelbaren Vergleich mit Messungen, die an identischen Orten, jedoch an der mantelraumseitigen Oberfläche der Rohrplatte durchgeführt werden. Die Analogie der Bezeichnungsweise (O09 bis O14 sowie O16 und O25 für rohrraumseitig applizierte DMS; 9 bis 14 sowie 16 und 25 für mantelraumseitig applizierte

DMS) wurde in Instrumentierungsphase C (s. Abschn. 5) bei den Meßstellen O13 und O14 durch ein Versehen durchbrochen (vgl. Abb. 5-9 mit Abb. 5-10). Der Vergleich rohrraum- bzw. mantelraumseitig gemessener Dehnungen wird dadurch nicht beeinträchtigt.

Abb. 5-10 zeigt alle in Instrumentierungsphase A (s. Abschn. 5) auf der mantelraumseitigen Rohrplattenoberfläche angebrachten Meßstellen und die in den Mantel eingeschweißten Meßstützen S 1 bis S 10.

Die Temperatur-Meßstellen 5 bis 9 sowie 30 und 31 befinden sich an identischen Orten, jedoch auf der mantelraumseitigen Oberfläche der Rohrplatte, wie die Temperatur-Meßstellen 0 bis 4 sowie 32 und 33 in Abb. 5-9.

Bei der Instrumentierung mit DMS wird in Abb. 5-10 erhöhter Aufwand sichtbar. Außer der oben erwähnten Meßachse in Richtung der großen Mediumsstützen wurden eine zweite Meßachse und in Abständen von 30° auch der Plattenrand mit DMS bestückt. Jeweils ein Meßgitter der DMS-Meßstellen 0 bis 8 weist in die Richtung, in der die Rohrplatte einerseits durch die meisten Bohrungen verschwächt ist, andererseits durch die meisten Rohre gestützt wird.

Nach dem Instrumentierungsplan in Abb. 5-10 korrespondieren die radial ausgerichteten Meßgitter der in unmittelbarer Nähe des Plattenrandes geklebten DMS-Rosetten jeweils mit einem "Linear-DMS" (DMS mit einem Meßgitter). Weil das Rohrbild nur eine Symmetrieachse, und zwar in Richtung der großen Mediumsstützen hat, sind immer bezüglich die-

ser Achse symmetrisch applizierte DMS-Meßstellen zu vergleichen (z.B. 15 und 22).

In Abb. 5-11 sind alle Meßstellen eingezeichnet, deren Kabel durch den unteren Zwischenring aus Versuchswü I herausgeführt werden. Die im unteren Bereich der Rohre eingelöteten Miniaturmantel-Thermoelemente 14 bis 17 sitzen in denselben Rohren wie die im oberen Bereich der Rohre eingelöteten 10 bis 13 (vgl. Abb. 5-11 mit Abb. 5-9). Die in Rohren applizierten Hochtemperatur-DMS 35 bis 38 erfordern jeweils einen eigenen Meßstutzen (S 24 bis S 27).

5.2.2 Instrumentierung des Versuchs-Wärmeübertragers II mit "dünnen" Rohrplatten

Abb. 5-12 und 5-13 dienen zur Beschreibung der an der oberen Rohrplatte bzw. in den Rohren angebrachten Meßstellen. Der Abb. 5-10 entsprechende Instrumentierungsplan fehlt, weil bei Versuchswü II nicht mantelraumseitig gemessen wurde (s. Abschn. 5).

Abb. 5-12 zeigt die Positionen aller in Instrumentierungsphase B auf der rohrraumseitigen Rohrplattenoberfläche applizierten DMS und aufgelöteten Miniaturmantel-Thermoelemente sowie die im oberen Bereich der Rohre eingelöteten Miniaturmantel-Thermoelemente. Die zugehörigen Kabel werden mit Hilfe der Meßstutzen S 011 bis S 022 durch den oberen Zwischenring aus dem Apparat herausgeführt.

Mit Hilfe der Thermoelemente 100 bis 104 wird näherungsweise der Temperaturverlauf über den Rohrplattenradius gemessen. Die Häufung der DMS-Meßstellen am

Rand bewirkte, daß die genannten Thermoelemente nicht exakt in Richtung einer klar definierten Meßachse auf die Rohrplatte gelötet werden konnten. Die Thermoelemente 105 bis 108 ermöglichen zusammen mit den Thermoelementen 109 bis 112 in Abb. 5-13 die Berechnung der mittleren Rohrtemperatur.

Ähnlich wie bei Versuchs-WÜ I werden auch bei Versuchs-WÜ II u.a. Dehnungen auf zwei Meßachsen und am Plattenrand gemessen. Ein genauer Vergleich von Abb. 5-10 mit Abb. 5-12 verdeutlicht den Hauptunterschied bei der Instrumentierung des "dicken" bzw. "dünnen" Rohrbodens mit DMS. Die theoretischen Ergebnisse (s. Abschn. 3.1.1 und 3.1.2) hatten gezeigt, daß eine "dünne" Rohrplatte erst in Randnähe nennenswert beansprucht wird. Entsprechend dieser Kenntnis wurde nur eine DMS-Rosette (4) in der Nähe der Plattenmitte belassen. Dagegen wurden auf der Meßachse in Richtung der großen Mediumsstützen zusätzliche DMS-Rosetten (1 und 6) in Randnähe appliziert. Ebenso wurden die DMS-Rosetten 10 bis 13 zusätzlich geklebt. Mit der beschriebenen Maßnahme sollte kontrolliert werden, ob die theoretisch zu erwartende Vorzeichenumkehr der Radialdehnung in Randnähe auch meßtechnisch erfaßt wird.

Hinsichtlich der am Plattenrand applizierten DMS gilt das unter 5.2.1 gesagte.

In Abb. 5-13 sind alle Meßstellen eingetragen, deren Kabel durch den unteren Zwischenring aus Versuchs-WÜ II herausgeführt werden. Die im unteren Bereich der Rohre eingelöteten Miniaturmantel-Thermoelemente

109 bis 112 befinden sich in denselben Rohren wie die im oberen Bereich der Rohre eingelöteten 105 bis 108 (vgl. Abb. 5-13 mit Abb. 5-12). Die in Rohren applizierten Hochtemperatur-DMS 35 bis 38 erfordern jeweils einen eigenen Meßstützen (S 024 bis S 027).

5.3 Applikation der Dehnungsmeßstreifen

Für die vorliegende Problemstellung werden im wesentlichen drei DMS-Typen verwendet:

- a) Folien-DMS mit 1 bzw. 3 Meßgittern für die Rohrplatte;
- b) aufschweißbare Folien-DMS mit 1 Meßgitter für den Mantel;
- c) Hochtemperatur-DMS mit 1 Meßgitter für die Rohre.

In den drei folgenden Abschnitten werden an Aufwand und Art der DMS-Applikation sehr unterschiedliche Techniken beschrieben.

5.3.1 DMS-Applikation am Apparatemantel

Die Applikationstechnik für die am Mantel anzubringenden aufschweißbaren Folien-DMS ist am wenigsten problematisch. Indem man die Meßstelle mit Schleifscheibe und Schmirgelpapier bearbeitet, erhält man eine ausreichend glatte Oberfläche. Danach werden am Mantel Längs- und Umfangsrichtung angerissen. Bevor ein DMS an den so geschaffenen Markierungen ausgerichtet wird, muß man die Meßstelle - wie bei jeder DMS-Applikation - sorgfältig säubern. Die Applikation eines aufschweißbaren Folien-DMS erfolgt derart, daß das Metallplättchen, auf dem sich der eigentliche Folien-DMS befindet, mit Hilfe

eines Punktschweißgerätes angepunktet wird. Um atmosphärische Einflüsse (z.B. die Luftfeuchtigkeit) auszuschalten, reicht zur Abdeckung der Meßstelle ein nichtaushärtendes Mittel aus.

5.3.2 DMS-Applikation auf den Rohrplatten

Um die notwendige Sorgfalt und den sehr hohen Aufwand bei der Applikation von Folien-DMS auf die Rohrplatten wenigstens anzudeuten, soll - obgleich für den Leser ermüdend - der gesamte zeitraubende Vorgang geschildert werden.

Alle Rohrplattenbereiche, in denen DMS zu kleben sind, werden sorgfältig mit einem Lösungsmittel entfettet; die Klebefläche wird mittels einer Schleifscheibe (Körnung 220) trocken vorgeschmirgelt. Entsprechend Instrumentierungsplan werden alle Meßstellen angerissen. Beim anschließenden Feinschmirgeln wird das verwendete Schleifpapier (Körnung 320...400) mit sog. M-Prep Conditioner A benetzt. Der Vorgang wird mehrfach wiederholt. Ein mit dem gleichen Mittel getränktes Tuch reibt man solange über die Meßstellen, bis das Tuch an der geriebenen Stelle völlig rein bleibt. Mit sog. M-Prep Neutralisator 5 wird die Oberfläche gut benetzt, die Flüssigkeit mit einem Wattestäbchen sorgfältig verteilt und mit einem geeigneten Tuch in einer Richtung getrocknet, da beim Hin- und Herreiben die Gefahr besteht, daß von den Rändern des gereinigten Bereiches wieder Schmutzpartikel auf die Meßstelle gelangen.

Nach ein paar Minuten bestreicht man die Klebeseite des DMS und die Meßstelle mit Zweikomponenten-Kleber

M BOND 600 mittels eines zuvor gründlich gereinigten Pinsels. Die aufgetragenen Klebeschichten läßt man ungefähr sieben Minuten an der Luft trocknen, bevor der DMS auf die markierte Stelle plaziert wird. Teflonfolie und Silikongummi von ca. 3 mm Dicke werden über den DMS gedeckt. Der zur Aushärtung des Klebers erforderliche Anpreßdruck (max. $20 \dots 30 \text{ N/cm}^2$) wird über eine besondere Vorrichtung aufgebracht. Es handelt sich um eine mit Bohrungen versehene U-Profilschiene aus Aluminium, die mittels Schrauben und Spiralfedern auf dem Rohrboden festgespannt ist. Mit Hilfe von Halogenstrahlern wird die zum Aushärten erforderliche Temperatur an den Applikationsstellen von ca. 150°C erreicht. Der Aushärtungsvorgang dauert etwa drei Stunden.

Dem Kleben der DMS folgt die Verlegung der Meßdrähte und die Abdeckung der DMS sowie des gesamten Meßdrahtverlaufes. Zunächst wird entsprechend der gewünschten Meßdrahtführung Klebstoff GA 60 auf den Rohrboden geschmiert. Nach dem Aushärten werden die Meßdrähte auf den zuvor angelegten Klebstoffbahnen verlegt und dabei sowohl im Abstand etwa einer Rohrtteilung mit GA 60 angepunktet als auch mit Klammern vorbefestigt. Der Anschluß an die DMS-Lötfahnen wird hergestellt, indem die Lötfahnen verzinnt, anschließend mit schwacher NH_3 -Lösung neutralisiert, mit saugfähigem Papier abgetupft und schließlich mit den Meßdrähten verlötet werden. Nachdem die Klammern entfernt sind, werden die Leiterstränge mit Klebstoff GA 60 überzogen. Dem Aushärtevorgang des GA 60 folgt schließlich die Abdeckung von Meßstellen und Leitersträngen mit Abdeckmittel M COAT F. Die Abdeckung reicht soweit, daß sogar die Meßstutzen von der Innenseite her vollständig ausgegossen werden.

Genau nach vorstehender, ausführlicher Beschreibung wurde Instrumentierungsphase A (mantelraumseitige Oberfläche eines "dicken" Rohrbodens) ausgeführt. Die DMS-Applikation der Instrumentierungsphasen B und C (rohrraumseitige Oberfläche eines "dünnen" und eines "dicken" Rohrbodens) erfolgten in sehr ähnlicher Weise.

Der hohe DMS-seitige Aufwand, der nur für Instrumentierungsphase A gerechtfertigt erscheint, in der Sicherheit gegen Einwirkung von Drücken bis 40 bar, von Temperaturen bis ca. 150 °C und des Mediums (Öl) gefordert wird, ist auch für die beiden späteren Instrumentierungsphasen B und C begründet. Die sorgfältige Applikation der rohrraumseitigen Rohrbodenoberflächen erlaubt auch dann Messungen, wenn ein Medium durch den Rohrraum geführt wird.

5.3.3 DMS-Applikation in den Rohren

Für die Applikation der vollgekapselten Hochtemperatur-DMS¹⁾ in den Rohren der Versuchs-WÜ ist der finanziell und zeitlich größte Aufwand pro Meßstelle zu verzeichnen.

Eigens für dieses Problem wurde eine Vorrichtung konstruiert, mittels derer ein Hochtemperatur-DMS im gewünschten Abstand von 120 mm von der Rohrplattenaußenseite in das vorgesehene Rohr eingeführt wird. Mit Hilfe einer ebenfalls für diese Applikationstechnik besonders gestalteten Elektrode wird der durch die Vorrichtung an der Rohrwand gehaltene DMS über ein Punktschweißgerät an den sog. Flanschen

1) Brauchbare Hinweise zu Hochtemperatur-DMS finden sich z.B. in [52].

angepunktet. In dieser Phase ist die Applikation sehr gefährdet, weil geringste Biegungen oder Verdrehungen der steifen Kapselung genügen, um den nur im Bereich der Flansche befestigten Hochtemperatur-DMS abzubrechen. Der handwerkliche Schwierigkeitsgrad wird dadurch erhöht, daß die Glasfaserummantelung noch im Rohr unter intensiver Einwirkung einer Gasflamme mit dem austenitischen Material der Rohre verlötet werden muß. Erst wenn diese Lötung zuverlässig ausgeführt ist, kann das steife Kabel vorsichtig vorgebogen und auf der Rohrplatte angeheftet werden. Das Verlöten mit dem ferritischen Gefüge des Rohrbodens bereitet keine Schwierigkeiten. Abb. 5-14 zeigt die Verlegung von vier Hochtemperatur-DMS-Kabeln auf dem unteren Rohrboden eines Versuchsapparates. In Abb. 5-15 erkennt man die in den unteren Zwischenring eingeschweißten Stutzen, durch die jeweils nur ein Kabel geführt wird. Stutzen und Glasfaserummantelung des Hochtemperatur-DMS sind außen verlötet.

5.4 Druckdichte Kabeldurchführungen

Um sämtliche Meßdrähte aus den Versuchsapparaten herausführen zu können, wurden drei verschiedene Meßstutzen konstruiert, die Dichtigkeit gegen Drücke bis 40 bar bei Temperaturen bis ca. 150 °C gewährleisten.

Auf die Meßstutzen für Hochtemperatur-DMS (s. Abschn. 5.3.3 und Abb. 5-15) wird hier nicht näher eingegangen. Dagegen seien die druckdichten Kabeldurchführungen für DMS-Kabel (Abb. 5-16) und für Miniaturmantel-thermoelemente (Abb. 5-17) beschrieben.

Bei beiden Ausführungsformen werden konische Flächen durch einen schraubbaren Aufsatz gegeneinander gepreßt.

Die Meßdrähte werden durch kleine Bohrungen in den Stutzeinsätzen gefädelt. Die Thermoelementdrähte lassen sich ohne weiteres mit dem konischen Einsatz aus Messing verlöten. Bei den DMS-Meßdrähten muß erhöhter Aufwand getrieben werden. In dem doppelkonischen Einsatz aus Teflon werden entsprechend der maximal hindurchzuführenden Drahtzahl bis zu 27 Bohrungen angebracht. Bei einem Drahtdurchmesser von nur 0,4 mm einschließlich Isolierung müssen auf einer kreisförmigen Fläche von 10 mm Durchmesser für jeden DMS-Meßstutzen also 27 parallel verlaufende Bohrungen von ca. 0,5 mm Durchmesser gebohrt werden. In nicht besetzte Bohrungen werden kurze Abschnitte nicht an DMS angeschlossener Meßdrähte gesteckt. Abb. 5-18 zeigt in Bildmitte rechts einen Thermoelement-Meßstutzen und in Bildmitte links einen DMS-Meßstutzen. Man erkennt, daß die Thermoelementkabel einzeln mit dem Einsatz verlötet sind und die DMS-Meßdrähte gebündelt aus dem schraubbaren Aufsatz heraustreten. Betrachtet man zusätzlich Abb. 5-19, auf der die fertig instrumentierte mantelraumseitige Rohrplattenoberfläche (Instrumentierungsphase A) zu sehen ist, so fallen die von innen vollständig mit Abdeckmittel ausgefüllten DMS-Meßstutzen auf. Ferner erkennt man im oberen linken Teil einen Thermoelement-Meßstutzen und daneben die große Öffnung eines Stutzens für die Mediumsführung.

6. Meßwerterfassung und -auswertung

Im Anschluß an die in Kap. 5 ausführlich beschriebene Instrumentierung der beiden Versuchs-WÜ soll im folgenden Kapitel beschrieben werden, wie die relativ

hohe Zahl von Meßwerten erfaßt und weiterverarbeitet wird. Vereinfacht läßt sich sagen, daß Informationen von DMS- und Thermoelement-Meßstellen mit einer Vielstellenmeßanlage erfaßt, auf einem Lochstreifen festgehalten und mit Hilfe einer EDV-Anlage ausgewertet werden (s. Abb. 6-1). Da die Meßwerterfassungsanlage nicht unmittelbar Informationen an den Rechner weitergeben kann, erfolgt die Auswertung "off-line".

6.1 Vielstellenmeßanlage

Zur Anzeige und Registrierung von Dehnungs- und Temperaturmeßdaten steht eine Vielstellenmeßanlage vom Typ AVM 15 Z zur Verfügung. Mit dieser Anlage können bis zu 200 Meßstellen nacheinander abgefragt werden. Da die Abfrage einer Meßstelle ca. 1s dauert, lassen sich nur statische Messungen durchführen. Insgesamt stehen zwanzig Meßdekaden zur Verfügung, an die jeweils entweder bis zu zehn DMS-Meßgitter oder bis zu zehn Thermoelemente angeschlossen werden können.

Der Nullabgleich der DMS, der vor und nach jedem Versuchstag überprüft wird (s. auch Abschn. 4.5), kann wahlweise manuell oder automatisch vorgenommen werden, wobei der manuelle Abgleich oftmals zur Verfeinerung des automatischen dient.

Neben der digitalen Anzeige eines Meßwertes läßt sich die jeweilige Information auch gleichzeitig mit Hilfe eines in die Vielstellenmeßanlage eingebauten Druckers ausdrucken. Wichtig ist die Tatsache, daß bei Wahl der richtigen Speisespannung (z.B. 2V bei Viertelbrückenschaltung) die Anzeige der Dehnungen unmittelbar in Mikrodehnungen ($1\mu D = 10^{-6}$) erfolgt. Ebenso

werden Temperaturen, sofern die gewählte Thermo-elementpaarung berücksichtigt wird (hier Nickel-chrom-Nickel), unmittelbar in $^{\circ}\text{C}$ angegeben, wobei auch Zehntelgrad angezeigt werden.

6.2 Lochstreifenstanzer

Das im vorigen Abschnitt beschriebene Ausdrucken der Meßwerte erfordert eine manuelle Auswertung der bei den Versuchen erhaltenen Informationen. Der verwendete Lochstreifenstanzer vom Typ Facit erweist sich insofern als wertvolle Ergänzung, als mit Hilfe dieses Zusatzgerätes alle an einem Versuchstag gewonnenen Daten auf Lochstreifen registriert und in hierfür vorgesehene Dosen abgelegt werden können. Bei sorgfältiger Dokumentation (Versuchstag, Versuchsbedingungen, Meßreihe) bereitet die Weiterverarbeitung der Meßwerte, die zu einem beliebigen späteren Zeitpunkt erfolgen kann, auf einer EDV-Anlage kein Problem (vgl. Abb. 6-1).

6.3 Datenerfassungs- und -verarbeitungsanlage

Die institutseigene Datenerfassungs- und verarbeitungsanlage DATA GENERAL Nova 1200 wurde ausschließlich zur Auswertung der Meßdaten verwendet, die im Rahmen des an beiden Versuchs-WÜ durchgeführten Versuchsprogrammes anfielen. Theoretische Rechnungen liefen im Rechenzentrum der Universität Erlangen-Nürnberg an einer CDC 3300.

Aus Abb. 6-1 ist erkennbar, daß die EDV-Anlage nicht als Prozeßrechner arbeitet, weil die Meßdaten "off-line" ausgewertet werden. Hinsichtlich der Versuchs-

auswertung erfüllt der Rechner die im folgenden umrissenen Aufgaben. Zunächst werden alle Lochstreifen eines Versuches eingelesen. Meßdaten mehrerer Versuche können auf der Magnetplatte gespeichert werden, so daß bei nachträglicher Auswertung erneutes Einlesen entfällt. Die Auswertung eingelesener oder gespeicherter Daten erfolgt über ein auf der Magnetplatte befindliches Programm. Im wesentlichen enthält das Auswertungsprogramm Mittelwertbildungen und Korrekturen der DMS-Meßwerte sowie die Umrechnung der mit DMS-Rosetten gemessenen Dehnungen auf die tangential Richtung (ϵ_t) bzw. auf die sich von Meßstelle zu Meßstelle ändernden Hauptdehnungsrichtungen (ϵ_1 und ϵ_2). Weiterhin werden Größe und Richtung der Hauptspannungen (σ_1 und σ_2) sowie Radial- und Tangentialspannungen (σ_r und σ_t) berechnet, sofern mit DMS-Rosetten gemessen wird.

Den Ausdruck der Tabellen mit den korrigierten und umgerechneten Meßwerten übernimmt ein Schnelldrucker.

Plotter-Darstellungen sind durch Unterprogramme im Auswertungsprogramm vorgesehen und werden mit Hilfe eines XY-Schreibers aufgetragen.

6.4 Auswertung der DMS-Rosetten

Mit Hilfe in beliebigen Richtungen geklebter Meßgitter von DMS-Rosetten können Größe und Richtung von Hauptdehnungen und Hauptspannungen für den ebenen Spannungszustand berechnet werden. Den hierzu benötigten Formalismus entnimmt man z.B. [53] oder [54].

Sind ϵ_A , ϵ_B und ϵ_C die Meßwerte der drei Meßgitter, wobei Meßgitter A radial ausgerichtet ist bzw. mit ϵ_A eine radiale Dehnung gemessen wird, so erhält man für den Verdrehungswinkel φ der ersten Hauptdehnungsrichtung gegenüber der durch ϵ_A festgelegten Richtung:

$$\varphi = \frac{1}{2} \cdot \arctan \left(\sqrt{3} \cdot \frac{\epsilon_C - \epsilon_B}{2 \cdot \epsilon_A - \epsilon_B - \epsilon_C} \right) \quad (6.1)$$

Die Hauptdehnungen ϵ_1 und ϵ_2 ergeben sich zu:

$$\epsilon_1 = \frac{1}{3} \cdot (\epsilon_A + \epsilon_B + \epsilon_C) + \sqrt{\left[\epsilon_A - \frac{1}{3}(\epsilon_A + \epsilon_B + \epsilon_C) \right]^2 + \frac{1}{3}(\epsilon_C - \epsilon_B)^2} \quad (6.2)$$

$$\epsilon_2 = \frac{1}{3} \cdot (\epsilon_A + \epsilon_B + \epsilon_C) - \sqrt{\left[\epsilon_A - \frac{1}{3}(\epsilon_A + \epsilon_B + \epsilon_C) \right]^2 + \frac{1}{3}(\epsilon_C - \epsilon_B)^2} \quad (6.3)$$

Aus den Hauptdehnungen werden die Hauptspannungen σ_1 und σ_2 berechnet:

$$\sigma_1 = \sqrt{\frac{1}{3(1-\nu)}(\epsilon_A + \epsilon_B + \epsilon_C) + \frac{1}{1+\nu} \sqrt{\left[\epsilon_A - \frac{1}{3}(\epsilon_A + \epsilon_B + \epsilon_C) \right]^2 + \frac{1}{3}(\epsilon_C - \epsilon_B)^2}} / E \quad (6.4)$$

$$\sigma_2 = \sqrt{\frac{1}{3(1-\nu)}(\epsilon_A + \epsilon_B + \epsilon_C) + \frac{1}{1+\nu} \sqrt{\left[\epsilon_A - \frac{1}{3}(\epsilon_A + \epsilon_B + \epsilon_C) \right]^2 + \frac{1}{3}(\epsilon_C - \epsilon_B)^2}} / E \quad (6.5)$$

Da sich u.a. infolge der Rohrplattengeometrie und wegen der stets unterschiedlich messenden Gitter B und C für jede Rosetten-Meßstelle andere Hauptdehnungs- bzw. Hauptspannungsrichtungen ergeben, ist eine Darstellung der Hauptspannungen σ_1 und σ_2 als Funktion des Rohrplattenradius r nicht sinnvoll. Hieraus folgt die Forderung, die tangentielle Dehnung ϵ_t zu berechnen. Zusammen mit der gemessenen radialen Dehnung können dann Dehnungs- und Spannungs-

verläufe über den Rohrplattenradius immerhin für die theoretisch zu erwartenden Haupttrichtungen (radial und tangential) erzeugt werden.

Den Zusammenhang zwischen gemessenen Dehnungen (ϵ_A , ϵ_B , ϵ_C) und zwei um einen beliebigen Winkel gegen die Richtung von Meßgitter A verdrehten, senkrecht zueinander stehenden Dehnungen (ϵ_r , ϵ_t) geben die drei folgenden Gleichungen wieder:

$$\epsilon_A = \epsilon_r \cdot \cos^2 \varphi_A + \epsilon_t \cdot \sin^2 \varphi_A + \gamma_{r,t} \cdot \sin \varphi_A \cdot \cos \varphi_A \quad (6.6)$$

$$\epsilon_B = \epsilon_r \cdot \cos^2 \varphi_B + \epsilon_t \cdot \sin^2 \varphi_B + \gamma_{r,t} \cdot \sin \varphi_B \cdot \cos \varphi_B \quad (6.7)$$

$$\epsilon_C = \epsilon_r \cdot \cos^2 \varphi_C + \epsilon_t \cdot \sin^2 \varphi_C + \gamma_{r,t} \cdot \sin \varphi_C \cdot \cos \varphi_C \quad (6.8)$$

Da es sich im vorliegenden Fall um DMS-Rosetten mit einer Gitterversetzung von jeweils 120° handelt, wobei Meßgitter A mit der radialen Richtung zusammenfällt, vereinfachen sich die Gleichungen (6.6) bis (6.8) wegen

$$\varphi_A = 0^\circ \rightarrow \sin \varphi_A = 0; \quad \cos \varphi_A = 1$$

$$\varphi_B = 120^\circ \rightarrow \sin \varphi_B = \frac{\sqrt{3}}{2}; \quad \cos \varphi_B = -\frac{1}{2}$$

$$\varphi_C = 240^\circ \rightarrow \sin \varphi_C = -\frac{\sqrt{3}}{2}; \quad \cos \varphi_C = -\frac{1}{2}$$

Für die Gleitung $\gamma_{r,t}$ in der Plattenebene, für die theoretisch zu erwartenden Hauptdehnungen ϵ_r und ϵ_t sowie die entsprechenden Hauptspannungen σ_r und σ_t lassen sich dann die Beziehungen angeben:

$$\gamma_{r,t} = \frac{2}{3} \sqrt{3} \cdot (\epsilon_C - \epsilon_B) \quad (6.9)$$

$$\epsilon_r = \epsilon_A \quad (6.10)$$

$$\epsilon_t = \frac{1}{3\sqrt{2}} \cdot (\epsilon_B + \epsilon_C) - \epsilon_A \quad (6.11)$$

$$\sigma_r = \frac{1}{1-\nu} \frac{1}{2} (\epsilon_r + \nu \cdot \epsilon_t) \cdot E \quad (6.12)$$

$$\sigma_t = \frac{1}{1-\nu} \frac{1}{2} (\epsilon_t + \nu \cdot \epsilon_r) \cdot E \quad (6.13)$$

Zu diesem an sich einfachen Formalismus sei noch einmal angemerkt, daß für die Versuchsauswertung i.a. gilt:

$$\epsilon_r \neq \epsilon_1; \epsilon_t \neq \epsilon_2 \text{ bzw. } \sigma_r \neq \sigma_1; \sigma_t \neq \sigma_2.$$

Da bei manchen DMS-Rosetten eines der beiden Meßgitter B oder C ausgefallen ist, wurde dann die Gleichsetzung $\epsilon_B = \epsilon_C$ vollzogen, um wenigstens eine näherungsweise Auswertung zu erreichen.

7. Darstellung der Versuchsergebnisse

In Tabelle 7-1 sind die realen Versuchsbedingungen zusammengestellt, deren Auswertung in diesem Kapitel diskutiert werden soll. Man sieht, daß die in Abschn. 3 angegebenen Betriebsbedingungen für die Nachrechnung nur näherungsweise erreicht werden.

Die experimentellen Ergebnisse werden unmittelbar mit den theoretischen Ergebnissen nach Programm "ROPLA" für dieselben Betriebsgrößen verglichen - sowie näherungsweise auch mit den in Abschn. 3.1.1 dargestellten Ergebnissen nach einem hochentwickelten Verfahren. Zusätzlich wird ein Vergleich mit AD-Merk-

Vers.- WÜ	Vers.- Typ	$P_R / \bar{\text{bar}}$	$P_M / \bar{\text{bar}}$	$\varepsilon_R / \text{‰}$	$\varepsilon_M / \text{‰}$	$\varepsilon_O / \text{‰}$
I (s = 38 mm)	P 15	O	15	21,2	21,2	21,2
	T	O	O	106,4	99,2	21,2
	PT 15	O	15	106,4	99,2	21,2
	P 25	O	25	21,2	21,2	21,2
	PT 25	O	25	106,4	99,2	21,2
II (s = 4 mm)	P 15	O	15	20,1	20,1	20,1
	T	O	O	105,6	94,7	20,1
	PT 15	O	15	105,6	94,7	20,1
	P 25	O	25	20,1	20,1	20,1

Tabelle 7-1: Übersicht über das durchgeführte Versuchsprogramm

blatt B 5 angestellt.

Die fehlende Versuchsvariante PT 25 bei Versuchs-WÜ II mit "dünnen" Rohrplatten wird damit begründet, daß das vorgesehene Versuchsprogramm nicht gefährdet werden sollte. Die nach beiden Rechenverfahren in Abschn. 3.1.1 und 3.1.2 zu erwartenden hohen Dehnungsausschläge sollten - wenn auch nur lokal - an nicht zuvielen Meßstellen in den plastischen Bereich vorstoßen, was eine erhebliche Verschiebung des Nullabgleiches der betreffenden DMS bewirkt hätte.

7.1 Diskussion der Versuchsergebnisse

In Abb. 7-1 bis Abb. 7-8 wurden die an den beiden Versuchs-WÜ experimentell ermittelten Verformungen wiedergegeben.

Abb. 7-1 und Abb. 7-2 gelten den in den Rohren auftretenden Längsdehnungen $\epsilon_{z,R}$, wahlweise für den dicken Boden ($s=38$ mm, Abb. 7-1) bzw. den dünnen Boden ($s=4$ mm, Abb. 7-2).

Abb. 7-3 bis Abb. 7-5 gelten den Radialdehnungen ϵ_r bzw. den Tangentialdehnungen ϵ_t an den Oberflächen des dicken Rohrbodens (index "i" $\hat{=}$ innen/mantelraumseitig; Index "a" $\hat{=}$ außen/rohrraumseitig). Abb. 7-6 bis Abb. 7-8 geben die Radialdehnungen $\epsilon_{r,a}$ bzw. Tangentialdehnungen $\epsilon_{t,a}$ an der äußeren (rohrraumseitigen) Oberfläche des dünnen Bodens wieder.

Die experimentell ermittelten Verformungen wurden für verschiedene Kombinationen mantelraumseitiger Drücke p_M und Differenzen der Rohr- bzw. Manteltemperaturen ϑ_R ; ϑ_M gegenüber Umgebung aufgetragen. Versuche, bei denen nur die Versuchsvariable Druck verändert wurde, sollen hinfert mit "P" (Druck-Versuch) bezeichnet werden. Entsprechend wird im Fall "T" allein die Temperatur verändert. Beim Druck-Temperatur-Versuch ("PT") werden gleichzeitig die Versuchsvariablen Druck und Temperatur gegenüber dem lastfreien Ausgangszustand verändert. Die Bildlegenden erläutern jeweils die Versuchsbedingungen.

Um die Übersichtlichkeit zu steigern, wurden die wichtigsten Aussagen der Versuche verdichtet und in Tabellen zusammengefaßt. Tabelle 7-2 gilt den Längsdeh-

nungen in den Rohren (entsprechend Abb. 7-1 und Abb. 7-2). Tabelle 7-3 gilt den gemessenen Dehnungen an den Oberflächen der dicken Rohrplatte (entsprechend Abb. 7-3 bis Abb. 7-5). Tabelle 7-4 faßt schließlich die Messungen am dünnen Rohrboden und damit den Informationsgehalt der Abb. 7-6 bis Abb. 7-8 zusammen.

Der Aufbau der Tabellen 7-2 bis 7-4 ist folgender:
es enthalten

Spalte 1: Versuchsapparat (wahlweise I: $s=38$ mm oder
II: $s=4$ mm)

Spalte 2: Versuchstyp (wahlweise P oder T oder PT)

Spalte 3: laufende Nummer der entsprechenden Abbildung (Abb. 7-1 bis Abb. 7-8)

Spalte 4: berücksichtigt Meßgröße

Spalte 5a: GröÖste Verformung außerhalb des Plattenrandes

Spalte 5b: Verformung am Plattenrand

Spalte 6: befaßt sich mit den Symmetrieeigenschaften der Meßgrößen bezüglich des Plattenursprungs (Plattenmitte)

Spalte 7: nur Tabelle 7-2 (entsprechend Abb. 7-3 bis Abb. 7-5) befaßt sich mit den Symmetrieeigenschaften der Meßgrößen bezüglich der Platten-Nullverformung (Abszisse, $\epsilon = 0 \mu D$)
sonst: Vergleich der experimentell ermittel-

ten Werte mit dem am Lehrstuhl entwickelten Rechenprogramm "ROPLA"

Spalte 8: nur Tabelle 7-2 (entsprechend Abb. 7-3 bis Abb. 7-5) Vergleich der experimentell ermittelten Werte mit dem am Lehrstuhl entwickelten Rechenprogramm "ROPLA"

Die in den Tabellen 7-2 bis 7-4 benutzten Akürzungen bedürfen noch einer Erklärung. Unter Temperatureinfluß (TE) soll die temperaturbedingte Verformungsbehinderung der Rohrplatte infolge ungleichen Randabstandes der Rohre (Asymmetrie des Rohrfeldes RF) verstanden werden. Die Unterscheidung zwischen TE und RF wird deswegen getroffen, weil beim T-Versuch im Gegensatz zum P-Versuch, bei dem der Lastangriff in allen Richtungen gleichmäßig verteilt ist, wegen der größeren Wärmedehnung der Rohre ($\alpha_R \cdot \Delta \vartheta_R > \alpha_M \cdot \Delta \vartheta_M$) punktförmige Einzellasten an der Rohrplatte angreifen. Da beim T-Versuch keine in radialer Richtung wirkende äußere Kraft auftritt, werden die Rohre nicht so stark auf Biegung beansprucht wie beim P-Versuch.

Abb. 7-1 und 7-2 zeigen das typische Verformungsbild einer "dicken" bzw. "dünnen" Rohrplatte. Beim "dicken" Rohrboden befindet sich das am stärksten auf Zug beanspruchte Rohr in Plattenmitte; beim "dünnen" Rohrboden verschiebt sich der Ort maximaler Zugbeanspruchung bis dicht an den Rand der Rohrplatte. Die große Druckbeanspruchung theoretisch unmittelbar am Rande befindlicher Rohre bei T- und PT-Versuchen erklärt sich aus den unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten von Rohren und Mantel. Die gemessene Längsdehnung des Mantels ist bei beiden Versuchs-WÜ in allen Lastfällen negativ, also auch beim P-Versuch. Entgegen der theo-

retischen Annahme erfährt der Apparatemantel zusätzlich zu einer Längenänderung an der Anschlußstelle zur Rohrplatte auch eine Aufweitung sowie eine Neigung.

Die Symmetrie des experimentell ermittelten Verformungsbildes bezüglich des Plattenursprungs ($r=0$ mm) läßt sich trotz der geringen Zahl von Meßstellen beurteilen, wenn man in Abb. 7-1 z.B. den Meßwert für $r = -140,3$ mm auch für $r = +140,3$ mm einträgt. An beiden Versuchs-Wü ergeben sich bei P-Versuchen gute Symmetrieeigenschaften bezüglich $r = 0$ mm; die bei T- und PT-Versuchen zu beobachtende Asymmetrie ist zum Überwiegenden Teil auf Temperatureinfluß, zum geringeren Teil auf Asymmetrie des Rohrfeldes zurückzuführen.

In Abb. 7-3 bis 7-5 sind die am dicken Rohrboden experimentell ermittelten Dehnungen aufgetragen. Die größten Verformungen in radialer Richtung außerhalb des Randbereiches liegen deutlich vom Plattenrand entfernt und geben das typische Verformungsbild einer "dicken" Rohrplatte wieder. Die tangentialen Dehnungen lassen außerhalb des Plattenrandes zumeist weder Maximum noch Minimum erkennen. Das in Plattenmitte in Abb. 7-4 und 7-5 sichtbare relative Maximum ist offensichtlich auf Meßfehler zurückzuführen.

Ein Vergleich der experimentell ermittelten Verformungen an den Plattenrändern $r = -R$ und $r = +R$ zeigt beim P-Versuch eine gute Übereinstimmung (s. Abb. 7-3). Bei T- und PT-Versuch (Abb. 7-4 und 7-5) tritt eine besonders große Abweichung bei den mantelraumseitig gemessenen Radialdehnungen $\epsilon_{r,i}$ am Plattenrand auf. Eine Erklärung hierfür liefern der Temperatureinfluß

(s. Erklärung zu den Tabellen 7-2 bis 7-4), der sich auch bei $\epsilon_{r,a}$ etwas auswirkt, darüber hinaus die Kerbwirkung des nicht gleichmäßig ausgerundeten Übergangs Rohrplatte-Mantel und zum geringeren Teil die Asymmetrie des Rohrfeldes.

In gleicher Weise erklärt sich die in Abb. 7-4 und 7-5 erkennbare Asymmetrie bezüglich der Plattenmitte ($r = 0 \text{ mm}$).

Des weiteren bringen Abb. 7-3 bis 7-5 eine Asymmetrie bezüglich der Platten-Nullverformung (Abszisse, $\epsilon = 0 \mu D$) zum Ausdruck. Hierzu gibt es folgende Erklärung. Die technische Biegelehre liefert für jede Stelle r der Platte an Ober- und Unterseite entgegengesetzt gleiche Biegespannungen. Diesen Biegespannungen überlagert sich eine über die Plattendicke konstante, jedoch mit dem Radius veränderliche Membranspannung. Nach Hencky [55] steigt der Wert der am Plattenrand herrschenden Membranspannung zur Plattenmitte hin auf den etwa 1,3-fachen Wert an. Sieht man von den am Plattenrand gemessenen Dehnungen ab, die wegen der nur mantelraumseitig vorhandenen Kerbwirkung nicht an beiden Rohrplattenoberflächen gleich sind, so findet man den erwähnten Anstieg des Membrananteils zum Plattenursprung hin experimentell bestätigt.

Weiterhin zeigen die Abb. 7-3 bis 7-5, daß die Lage der größten Verformungen von $\epsilon_{r,a}$ und $\epsilon_{r,i}$ außerhalb des Plattenrandes deutlich verschieden sind. Die Aufrechterhaltung des rechten Winkels zwischen Rohrplatte und Mantel bewirkt, daß das mantelraumseitig ermittelte Minimum weiter zum Plattenrand hin liegt als das rohrraumseitige Maximum.

Abb. 7-6 bis 7-8 gelten nur für rohrraumseitig ermittelte Dehnungen, weil am dünnen Rohrboden mantelraumseitig nicht gemessen wurde (s. Abschn. 5.2.2). Die experimentell ermittelten Radialdehnungen sind kennzeichnend für eine "dünne" Rohrplatte. Die höchste Zugbeanspruchung tritt dicht am Rand auf und wird betragsmäßig von der am Rand ermittelten Druckbeanspruchung deutlich übertroffen.

Die Abweichung der größten Zug- und Druckbeanspruchungen für $r \approx \pm 0,9R$ bzw. $r = \pm R$ liegt in der Asymmetrie des Rohrfeldes begründet. Der Einfluß der Temperatur (T- und PT-Versuch entsprechend Abb. 7-7 und 7-8) verstärkt diese Wirkung bei den Tangentialdehnungen erheblich.

Die Symmetrieeigenschaften beider Dehnungskomponenten bezüglich des Plattenursprungs sind gut. Lediglich beim T-Versuch (Abb. 7-7) zeigt $\epsilon_{t,a}$ eine ausgeprägte Asymmetrie zu $r = 0$ mm. Auch hier spielt der oben erklärte Temperatureinfluß offenbar eine größere Rolle als die Asymmetrie des Rohrfeldes.

7.2 Vergleich mit theoretischen Ergebnissen

In Abb. 7-9 bis Abb. 7-14 werden die an beiden Versuchs-WÜ experimentell ermittelten Verformungen zusammen mit den theoretischen Ergebnissen nach Programm "ROPLA" wiedergegeben. Die Dehnungskurven des am Lehrstuhl entwickelten Rechenprogramms sind durch einen Stern (*) gekennzeichnet (1*, 2*, 3* in Abb. 7-9 und Abb. 7-10 ($\epsilon_{z,R}^*$); $\epsilon_{r,a}^*$, $\epsilon_{r,i}^*$ in Abb. 7-11 bis 7-14). Der Stern (*) für nach "ROPLA" errechnete Dehnungen erscheint auch in Tabelle 7-3, Spalte 8 sowie in Tabelle 7-2 und 7-4, Spalte 7).

1	2	3	4	5a	5b	6	7
Vers.- wü	Vers.- Typ	Abb.	Meß- wert	GröÖte Verformung auÖerh. Randbereich $\epsilon_{\max}$ ($0 \leq r < R$)	Verformung an Plattenrand $\epsilon(R)$	Symmetrie zu $r = 0$ mm Beur- teil., Erklärung	Vergleich mit "ROPLA" (*)
I (s = 38 mm)	P 15	7-1	$\epsilon_{z,R}$	$\epsilon_{\max}(r=0) \rightarrow$ "dicke" Rohrplatte	$w_{z,p}(r=R) < 0$ $u_{r,M}(t=0) > 0$ $\frac{du_{r,M}}{dz} \Big _{z=0} < 0$	+	$\epsilon(R) < \epsilon^*(R)$
	T					$\emptyset$	$\epsilon(O) > \epsilon^*(O)$
	PT 15					$\emptyset$	$\epsilon(R) < \epsilon^*(R)$
II (s = 4 mm)	P 15	7-2	$\epsilon_{z,R}$	$\epsilon_{\max}(r=0, 8R) > \epsilon(r=R) $ $\epsilon_{\max}(r=0, 8R) \ll \epsilon(r=R) $ "dünn" Rohrplatte	$w_{z,p}(r=R) < 0$ $u_{r,M}(z=0) > 0$ $\frac{du_{r,M}}{dz} \Big _{z=0} < 0$	+	$\epsilon(R) < \epsilon^*(R)$
	T					$\emptyset$	$\epsilon(O) > \epsilon^*(O)$
	PT 15					$\emptyset$	$\epsilon(R) < \epsilon^*(R)$

Tabelle 7-2: Bewertung der gemessenen Längsdehnungen $\epsilon_{z,R}$ in den Rohren beider Versuchs-wü und Ver-
gleich mit theoretischen Ergebnissen nach Programm "ROPLA".

Abkürzungen für Tabelle 7-2 bis 7.4: RF - Asymmetrie des Rohrfeldes

TE - Temperatureinfluß

KW - Kerbwirkung am Übergang Rohrplatte/Mantel

RW - Aufrechterhaltung des rechten Winkels

MF - Meßfehler

+ - gut

$\emptyset$ - mittelmäßig

- - schlecht

1	2	3	4	5a	5b	6	7	8
Vers.- WJ	Vers.- Typ	Abb	Maß- wert	Größe Verformung außerh. Randbereich $\epsilon_{\max} (\text{Osr} < R)$	Verformung am Plattenrand Beur- Erklärung teil.	Symmetrie zu $r = 0 \text{ mm}$ Beur- Erklärung teil.	Asymmetrie zu $\epsilon = 0 \text{ } \mu\text{D}$	Radialdehnungen Vergleich mit "ROPLA" (*)
P 25	7-3		$\epsilon_{r,a}$ $\epsilon_{r,i}$	$\epsilon_{\max} (\text{D} \approx 0,50R)$ $\epsilon_{\min} (\text{D} \approx 0,55R)$ "dicke" Rohr- platte	+	+	$ \epsilon_{r,a} > \epsilon_{r,i} \rightarrow$ $\sigma_D + \sigma_{\text{Membran}}$	$\epsilon_{r,a} > \epsilon_{r,i}$ $\epsilon_{r,a} > \epsilon_{r,i}$ $ \epsilon_{r,i} _{\min} > \epsilon_{r,i} _{\max}$ $ \epsilon_{r,a}(R) > \epsilon_{r,i}(R) $
T	7-4		$\epsilon_{r,a}$ $\epsilon_{r,i}$	$\epsilon_{\max} (\text{D} \approx 0,50R)$ $\epsilon_{\min} (\text{D} \approx 0,70R)$ "dicke" Rohr- platte	TE RF, TE, KW; MF?	+	$ \epsilon_{r,a} \geq \epsilon_{r,i} \rightarrow$ $\sigma_D + \sigma_{\text{Membran}}$	$\epsilon_{r,a} > \epsilon_{r,i}$ $\epsilon_{r,a} > \epsilon_{r,i}$ $ \epsilon_{r,i} _{\min} \approx \epsilon_{r,i}$ $ \epsilon_{r,i} _{\min} \approx \epsilon_{r,i}$
PT 25	7-5		$\epsilon_{r,a}$ $\epsilon_{r,i}$	$\epsilon_{\max} (\text{D} \approx 0,50R)$ $\epsilon_{\min} (\text{D} \approx 0,70R)$ "dicke" Rohr- platte	TE RF, TE, KW	+	$ \epsilon_{r,a} > \epsilon_{r,i} \rightarrow$ $\sigma_D + \sigma_{\text{Membran}}$	$\epsilon_{r,a} > \epsilon_{r,i}$ $\epsilon_{r,a} > \epsilon_{r,i}$ $ \epsilon_{r,i} _{\min} \approx \epsilon_{r,i}$ $ \epsilon_{r,i} _{\min} \approx \epsilon_{r,i}$

Tabelle 7-3: Bewertung der gemessenen Radialdehnungen ($\epsilon_{r,i}$; $\epsilon_{r,i}$) und der aus DMS-Rosetten ermittelten Tangentialdehnungen ($\epsilon_{t,i}$; $\epsilon_{t,i}$) an den fohrraum- und mantelraumseitigen Rohrplattenoberflächen des Versuchs-WJ mit "dicken" Rohrplatten und Vergleich mit theoretischen Ergebnissen nach Programm "ROPLA".

1	2.	3	4	5a	5b	6	7
Vers.- WJ	Vers.- Typ	Abb.	Meß- wert	Gröste Verformung außerh. Randbereich $\epsilon_{\max} (0 \leq r < R)$	Verformung am Plattenrand Beur- Erklärung teil.	Symmetrie zu $r = 0$ mm Beur- Erklärung teil.	Vergleich mit "ROPLA" (*)
II ($s = 4$ mm)	P 15	7-6	$\epsilon_{r,a}$	$\epsilon(r=0, 9R) > \epsilon(r=+0, 9R)$ $\epsilon(r=+0, 9R) \ll \epsilon(r=-R) $ → "dünne" Rohrplatte	$\emptyset$	+	$\epsilon_{r,a} \max > \epsilon_{r,a}^*$ $ \epsilon_{r,a}(R) > \epsilon_{r,a}^*(R) $
			$\epsilon_{t,a}$	$\epsilon(r=0, 9R) \approx \epsilon(r=+0, 9R)$	+	+	$\epsilon_{t,a} > \epsilon_{t,a}^*$
	T	7-7	$\epsilon_{r,a}$	$\epsilon(r=0, 9R) \approx \epsilon(r=+0, 9R)$ $\epsilon(r=+0, 9R) \ll \epsilon(r=+R) $ → "dünne" Rohrplatte	$\emptyset$	+	$\epsilon_{r,a} \max < \epsilon_{r,a}^*$ $ \epsilon_{r,a}(R) < \epsilon_{r,a}^*(R) $
			$\epsilon_{t,a}$	$\epsilon(r=0, 8R) > \epsilon(r=0)$ $> \epsilon(r=0, 75R)$	-	RF, TE, MF?	$\epsilon_{t,a} \gg \epsilon_{t,a}^*$
	PT 15	7-8	$\epsilon_{r,a}$	$\epsilon(r=0, 9R) > \epsilon(r=+0, 9R)$ $\epsilon(r=+0, 9R) \ll \epsilon(r=+R)$ → "dünne" Rohrplatte	$\emptyset$	+	$\epsilon_{r,a} \max < \epsilon_{r,a}^*$ $ \epsilon_{r,a}(R) < \epsilon_{r,a}^*(R) $
			$\epsilon_{t,a}$	$\epsilon(r=0, 8R) > \epsilon(r=0)$ $> \epsilon(r=0, 75R)$	-	RF, TE, MF?	$\epsilon_{t,a} \gg \epsilon_{t,a}^*$

Tabelle 7-4: Bewertung der gemessenen Radialdehnungen $\epsilon_{r,a}$ und der aus DMS-Rosetten ermittelten Tangentialdehnungen $\epsilon_{t,a}$ an der rohrraumseitigen Rohrplattenoberfläche des Versuchs-
WJ II mit "dünnen" Rohrplatten und Vergleich mit theoretischen Ergebnissen nach
Programm "ROPLA".

Abb. 7-9 und Abb. 7-10 gelten den in den Rohren auftretenden Längsdehnungen $\epsilon_{z,R}$ und $\epsilon_{z,R}^*$, wahlweise für den dicken Boden ($s=38$ mm, Abb. 7-9) bzw. den dünnen Boden ($s=4$ mm, Abb. 7-10)

Abb. 7-11 und Abb. 7-12 geben die Radialdehnungen ϵ_r und ϵ_r^* an den Oberflächen des dicken Rohrbodens (Index "i" $\hat{=}$ innen/mantelraumseitig; Index "a" $\hat{=}$ außen/rohrraumseitig) wieder. Abb. 7-13 und Abb. 7-14 geben die Radialdehnungen $\epsilon_{r,a}$ und $\epsilon_{r,a}^*$ an der äußeren (rohrraumseitigen) Oberfläche des dünnen Bodens wieder.

Um den Vergleich zwischen experimentell ermittelten und theoretischen Ergebnissen möglichst übersichtlich zu gestalten, wird auf die Darstellung der Tangentialdehnungen und auf die T-Versuche verzichtet.

Die wichtigsten Vergleichsaussagen sind in Tabelle 7-2 und Tabelle 7-4, Spalte 7 und in Tabelle 7-3, Spalte 8 zusammengestellt.

In Abb. 7-9 kann man erkennen, daß beim dicken Rohrboden die größte errechnete Längsdehnung in den Rohren $\epsilon_{z,R}^*$ in Plattenmitte je nach Lastfall 78 bis 91 % der gemessenen Längsdehnung $\epsilon_{z,R}$ beträgt. Weiterhin ist zu bemerken, daß im Randbereich größere negative Dehnungen gemessen als von der Theorie geliefert werden. Besonders hervorzuheben ist die Tatsache, daß beim P-Versuch eine positive Manteldehnung errechnet wird. Die Theorie vernachlässigt die Querkontraktion und vor allem die in Abschn. 7.1. beschriebene Verformung der Verbindung Rohrplatte/Mantel.

Abb. 7-10 führt für den dünnen Rohrboden zur gleichen Aussage wie Abb. 7-9 für den dicken. Zusätzlich er-

kennt man in Abb. 7-10 eine gute Übereinstimmung von Lage und Größe der höchsten Zugbeanspruchung in den Rohren, die bei den Meßwerten allerdings nicht so klar herauskommt wie bei der Rechnung.

Abb. 7-11 und Abb. 7-12 zeigen, daß die gemessenen Radialdehnungen betragsmäßig fast ausnahmslos höher liegen als die errechneten. Für beide dargestellten Lastfälle (P- und PT-Versuch) kann die Feststellung $\epsilon_{r,a_{\max}} > \epsilon_{r,a_{\max}}^*$ auf die in Abschn. 7.1 beschriebene Überlagerung von Biegespannung und Membranspannung zurückgeführt werden.

Entnimmt man Tabelle 3-1 die Dehnungswerte $\epsilon_{r,\max}$ nach dem hochentwickelten Verfahren nach [2] und überträgt die Werte auf die tatsächlichen Versuchsbedingungen, so stellt man fest: das hochentwickelte Verfahren liefert beim dicken Rohrboden ($s=38$ mm) für den P-Versuch eine bessere Annäherung an die experimentell ermittelten Kurven, für T- und PT-Versuch eine schlechtere als Programm "ROPLA".

In Abb. 7-13 und Abb. 7-14 stellt man für den dünnen Rohrboden hinsichtlich der Lage der größten Zugbeanspruchung gute Übereinstimmung zwischen gemessenen und theoretischen Radialdehnungen fest. Dagegen treten hinsichtlich der Größe beträchtliche Unterschiede auf. Beim P-Versuch (Abb. 7-13) liegen die Meßwerte ungefähr viermal höher als die theoretischen Werte; beim T-Versuch (nicht abgebildet) ist das Verhältnis ziemlich genau umgekehrt. Die Abweichungen zwischen ϵ_r und ϵ_r^* am Plattenrand sind bei weitem nicht so groß wie an der Stelle maximaler Zugbeanspruchung. Im Fall des PT-Versuches (Abb. 7-14) betragen die aus den Meßwerten extrapolierten Radialdehnungen am Rohrplat-

tenrand ca. $-1.350\mu\text{D}$ bzw. ca. $-1.750\mu\text{D}$ und entsprechen somit 46 % bzw. 59 % des nach Programm "ROPLA" errechneten Wertes von ca. $-2.950\mu\text{D}$.

Zum weiteren Vergleich dienen die in Tabelle 3-1 aufgeführten Dehnungswerte $\epsilon_{r,\text{max}}$ nach dem hochentwickelten Verfahren. Auf die tatsächlichen Versuchsbedingungen übertragen ergibt sich im Vergleich mit den gemessenen Radialdehnungen beim dünnen Rohrboden in allen Lastfällen eine bessere Annäherung als nach Programm "ROPLA". Für den PT-Versuch z.B. erhält man nach dem hochentwickelten Verfahren am Rohrplattenrand eine Radialdehnung von ca. $-2.100\mu\text{D}$. Die entsprechenden aus den Meßwerten extrapolierten Radialdehnungen betragen 64 % bzw. 83 % des theoretischen Wertes gegenüber 46 % bzw. 59 % des Wertes nach Programm "ROPLA" (s.O.).

Nachdem bislang ausschließlich Dehnungen betrachtet worden sind, soll abschließend auf die aus den Versuchen ermittelten Spannungen eingegangen werden. Da die aus den Dehnungen ϵ_r und ϵ_t errechneten Radial- und Tangentialspannungen σ_r und σ_t qualitativ zu den gleichen Aussagen führen wie Radial- und Tangentialdehnungen, wird auf eine zusätzliche Darstellung der Spannungen verzichtet. Die experimentell ermittelten größten Beanspruchungen der dicken und der dünnen Rohrplatte sind in Tabelle 7-5 zusammengestellt. Die Übersicht beschränkt sich auf Radialspannungen, weil die Experimente fast ausnahmslos die Theorie bestätigt haben, nach der die betragsmäßig größten Tangentialspannungen stets geringer sind als die betragsmäßig größten Radialspannungen (vgl. Abb. 3-1, 3-2, 3-5, 3-7, 3-9). Des weiteren wird noch einmal festgestellt, daß die Extremwerte der Radialspannungen grundsätzlich

betragsmäßig höher liegen als die aus σ_r und σ_t gebildete Vergleichsspannung nach der Gestaltänderungsenergie-Hypothese (vgl. auch Abschn. 2.1.2 und 3.1.2).

Tabelle 7-5 zeigt, daß die Überlagerung von P- und T-Versuchen im wesentlichen auf die Ergebnisse des entsprechenden PT-Versuches führt. Eine offensichtliche Abweichung hiervon liegt bei $\sigma_{r,a}(R) = 49 \text{ N/mm}^2$ für Versuchstyp PT 15 an Versuchs-WÜ I vor. Da der entsprechende Versuch auch bei einem Druck von 25 bar (PT 25) durchgeführt worden ist und einen deutlich negativen Wert ($\sigma_{r,a}(R) = -37 \text{ N/mm}^2$) hervorruft, liegt die Vermutung eines Meßfehlers bei PT 15 auf der Hand.

Die Übersicht über die experimentell ermittelten Spannungsextrema gewinnt an Aussagekraft, wenn man sie mit der zulässigen Plattenspannung vergleicht. Für den verwendeten Rohrplattenwerkstoff (Kesselblech H II, Werkstoff-Nr. 1.0425) ergibt sich:

$$\sigma_{zul} = \frac{\sigma_{O,2;\vartheta}}{S} = \frac{\sigma_{O,2;100^\circ\text{C}}}{S} = 143,9 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}.$$

Die mit einem Kreis (o) gekennzeichneten Zahlen geben diejenigen Radialspannungen an, die die zulässige Plattenbeanspruchung überschreiten. Mit Ausnahme des Plattenrandes lassen sich weder bei der dicken noch bei der dünnen Rohrplatte unzulässig hohe Spannungen nachweisen. Die aus den Dehnungsmessungen errechneten Radialspannungen am Plattenrand, die deutlich größere Werte annehmen als σ_{zul} , sind solange ungefährlich, wie es sich um einen hinreichend verformungsfähigen Werkstoff handelt und diese überelastischen Randspannungen durch Stützwirkung umgelagert bzw. abgebaut werden. Insbesondere für die "dünne" Platte bestehen die Auswirkungen darin, daß wegen Ermüdungsgefahr

häufige Lastwechsel zu vermeiden sind. Der Gesamtdehnungsausschlag wird zweckmäßig über eine Ermüdungsanalyse bewertet (vgl. [56]); daraus lassen sich Schlüsse auf die zulässige Betriebs-Lastwechselzahl ziehen. Bei rein ruhender Beanspruchung wird darüber hinaus die Eignung des AD-Merkblattes B 5 als erste Bemessungsgrundlage ausdrücklich bestätigt. Dieses stellt einen vereinfachten Traglastnachweis dar, indem das vollplastische Moment in die Rechnung eingeführt wird und auf diesem Wege Fließvorgänge im Bereich der Plattenoberfläche berücksichtigt werden.

Versuchs- wü	Last- fall	P_M [$\frac{\text{bar}}{\text{cm}^2}$]	P_R [$\frac{\text{bar}}{\text{cm}^2}$]	$\vartheta_{M_{C_{-}}}$ [$^{\circ}\text{C}$]	$\vartheta_{R_{C_{-}}}$ [$^{\circ}\text{C}$]	$\sigma_r(x_{\max})$ $\sigma_{r,i}$	$\frac{\sqrt{N}}{2}$ mm	$\sigma_r(R)$ $\sigma_{r,i}$	$\frac{\sqrt{N}}{2}$ mm
I s=38 mm	P 15	15	0	21,2	21,2	- 8,0	19,5	16,5	- 23,0
	T	0	0	99,2	106,4	- 32,0	54,0	164,0	- 4,0
	PT 15	15	0	99,2	106,4	- 41,0	74,0	192,0	49,0
	P 25	25	0	21,2	21,2	- 15,0	31,0	29,0	- 20,0
II s=4 mm	PT 25	25	0	99,2	106,4	- 41,0	80,0	194,0	- 37,0
	P 15	15	0	20,1	20,1	-	82,0	-	0-200,0
	T	0	0	94,7	105,6	-	42,0	-	0-175,0
	PT 15	15	0	94,7	105,6	-	133,0	-	0-365,0
	P 25	25	0	20,1	20,1	-	130,0	-	0-335,0

Tabelle 7-5: Aus Meßwerten errechnete Extremwerte der Radialspannungen $\sigma_{r,a}$ bei Versuchs-wü I und II sowie der Radialspannungen $\sigma_{r,i}$ bei Versuchs-wü I.

7.3 Kontrollrechnungen nach der Methode der finiten Elemente

Die Abb. 7-15 und 7-16, die den P-Versuch betreffen, unterscheiden sich von den Abb. 7-11 und 7-13 dadurch, daß zusätzlich zu den gemessenen und den nach Programm "ROPLA" errechneten Radialdehnungen zwei weitere Dehnungskurven eingezeichnet sind. Es handelt sich hierbei um die Ergebnisse einer Kontrollrechnung, die vom Institut für Statik und Dynamik der Luft- und Raumfahrtkonstruktionen der Universität Stuttgart mit Hilfe finiter Elemente durchgeführt worden ist.

Der Aufbau der Struktur besteht aus ebenen finiten Schalen-Elementen, wobei Membran- und Biegespannungsanteil durch getrennte Ansätze erfaßt werden.

Die Lochplatte wird ersetzt durch eine äquivalente, ungelochte Platte gleicher Abmessung mit modifizierten elastischen Konstanten.

Bei der "dünnen" Platte wurde der ebene Spannungszustand zugrundegelegt, bei der "dicken" Platte der verallgemeinerte ebene Spannungszustand, d.h. die Orthotropie des Materialverhaltens bezüglich des Querschubs wurde berücksichtigt.

Dabei wurde der modifizierte Gleitmodul nach Slot $\angle 57_7$ benutzt. Ebenso wurden diejenigen effektiven elastischen Konstanten verwendet, die in $\angle 57_7$ für die "dünne" bzw. die "dicke" Rohrplatte angegeben werden.

Für die elastischen Konstanten der äquivalenten Platte wurden im einzelnen ermittelt:

1. "dünne" Platte (s = 4 mm)

$$E^*/E = 0,275 \rightarrow E^* = 56.633,5 \text{ N/mm}^2$$
$$\nu^* = 0,380$$

2. "dicke" Platte (s = 38 mm)

$$E^*/E = 0,289 \rightarrow E^* = 59.434,28 \text{ N/mm}^2$$
$$\nu^* = 0,350$$

$$G_z^*/G = 0,392 \rightarrow G_z^* = 31.049,42 \text{ N/mm}^2$$
$$\text{mit } G = \frac{E}{2 \cdot (1+\nu)} = 79.207,69 \text{ N/mm}^2$$

Abb. 7-15 zeigt, daß die mit finiten Elementen errechneten Radialdehnungen bezüglich der Maximalwerte besser mit den Meßwerten und bezüglich der Lage der Extremwerte besser mit Programm "ROPLA" übereinstimmen. Eine bessere Übereinstimmung mit den Meßwerten wird voraussichtlich dann erzielt, wenn man bei der dicken Platte dreidimensionale Elemente wählt. Die Theorie der "dünnen" Platte scheint bei einer Dicke von s = 38 mm nur noch bedingt gültig zu sein.

Bei der dünnen Rohrplatte bringt die Rechnung mit finiten Elementen eine erstaunlich gute Übereinstimmung mit den Meßwerten (Abb. 7-16). Die Maxima für die Radialdehnung bei $r \approx 260 \text{ mm}$ liegen deutlich höher als bei Programm "ROPLA".

In den Abb. 7-17 und 7-18 sind die Aufteilung der beiden Versuchsapparate in finite Elemente sowie die Verformungen von Rohrplatte, Flansch und Mantel zu erkennen. Beide Abbildungen bestätigen den bei den Messungen festgestellten Sachverhalt, daß sich der Mantel beim P-Versuch bei

beiden Apparaten verkürzt (s. auch Abschn. 7.1 bzw. 7.2).

Die experimentell bestimmte Verformung der Rohrplatte zeigt beim "dicken" Boden (Abb. 7-17) eine gute, beim "dünnen" Boden (Abb. 7-18) eine sehr gute Übereinstimmung mit der Rechnung mittels finiter Elemente.

8. Ausblick - insbesondere auf die Erfassung von Wärmespannungen

Im Rahmen der theoretischen Behandlung wurden einige zur Zeit noch bestehende Unzulänglichkeiten aufgezeigt, von denen hier die zwei wichtigsten herausgegriffen seien. Es handelt sich zum einen um den Einspannfaktor, der in dem dieser Arbeit zugrundeliegenden Berechnungsverfahren nach Formel (2.132) errechnet wird, zum anderen um Wärmespannungen, die bislang in keines der analytischen Verfahren eingearbeitet sind.

Hinsichtlich des Einspannfaktors werden in Abschn. 2.2.2.5 weiterführende Gedanken geäußert, die zunächst nur für die Verbindung Rohrplatte/Mantel rechnerisch durchgeführt sind. Bezieht man den Flansch mit in die Betrachtung ein, so wächst der analytische Aufwand erheblich, so daß eine sinnvolle mathematische Formulierung kaum noch möglich erscheint. Da die Einspannung der Rohrplatte aber jedenfalls in einem nach Abb. 2-3 zu entwickelnden Gleichungssystem zu berücksichtigen ist, müßte es möglich sein, sich die Größe des Einspannfaktors für die jeweils gewählte Konstruktion im Rechenprogramm ausdrücken zu lassen.

Bei der theoretischen Erfassung von Wärmespannungen fällt erhöhter analytischer Aufwand an, besonders dann, wenn die Abhängigkeit der Rohrplattentemperatur von Bodendicke s , Rohrplattenradius r und Umfangswinkel φ berücksichtigt werden soll. Eine befriedigende, möglichst umfassende Lösung liegt bei dieser Frage vermutlich in diskreten Rechenverfahren. So kann z.B.

mit Hilfe der Methode der finiten Elemente ein dreiachsiger Wärmespannungszustand berechnet werden.

Im Zusammenhang mit der stark experimentellen Ausrichtung der vorliegenden Untersuchung interessiert vor allem, welche weiterführenden Versuche mit der vorhandenen Apparatur durchgeführt werden können. Setzt man voraus, daß die Versuchs-WÜ von außen beheizt und isoliert werden können und daß zusätzlich ein rohrraumseitiger Kreislauf zur Verfügung steht, so lassen sich die bisher durchgeführten "quasi-isothermen" Versuche wie folgt abwandeln:

- 1) mittlere Temperatur des Rohrbündels deutlich geringer als mittlere Manteltemperatur ($\vartheta_R < \vartheta_M$)
- 2) mittlere Temperatur des Rohrbündels deutlich größer als mittlere Manteltemperatur ($\vartheta_R > \vartheta_M$)
- 3) axiales Temperaturfeld in der Rohrplatte ($\vartheta_{P,o} > \vartheta_{P,u}$)

Mit den vorhandenen Versuchsapparaten können derzeit nur Experimente mit einfacher rohrraumseitiger Durchströmung verwirklicht werden.

Wie auch aus den Überlegungen in Abschn. 2.2.2.6 hervorgeht, benötigt man mindestens zwei Rohrwege, um ein radiales und/oder umfangswinkelabhängiges Temperaturfeld zu erzeugen. Für diese Zwecke können in die vorhandenen Versuchs-WÜ entweder ringförmige Umlenkmale (radiales Temperaturfeld) oder ebene Umlenkmale (umfangswinkelabhängiges Temperaturfeld) eingebaut werden. Zu beachten ist bei diesen Versuchen, daß die höchste Temperaturbeanspruchung der bislang angebrachten Folien-DMS-Meßstellen von ca. 150 °C auf keinen Fall überschritten werden darf.

Will man größere Temperaturgradienten im Rohrboden erreichen, so ist der Kreislauf durch die Rohre zweckmäßig mit Wärmeträgeröl bei Temperaturen bis 350 °C zu betreiben. Für derartige Untersuchungen werden dann, sofern man wiederum das Verhalten von "dünnen" und "dicken" Rohrplatten vergleichen will, zwei neue Versuchsapparate benötigt. Mit dem Bau dieser Apparate ist eine noch anspruchsvollere DMS-Technik verbunden als sie in Abschn. 5.3 beschrieben wird. Eine Teillösung stellen zweifellos gekapselte Hochtemperatur-DMS auf Stahl- oder keramischer Basis dar. Das Problem, an einer Meßstelle auf dem Rohrboden mit drei Meßgittern zu messen wie mit den als Rosetten ausgeführten Folien-DMS, ist dagegen für Temperaturen bis 350 °C gegenwärtig noch nicht gelöst.

9. Zusammenfassung

Ausgehend von der Aufgabenstellung, Rohrbündel-Wärmeübertrager mit festen Rohrplatten auszulegen, wird das Ziel der vorliegenden Untersuchung formuliert,

- Versuche und Rechnungen an zwei Rohrbündel-Apparaten durchzuführen;
- experimentelle und rechnerische Ergebnisse miteinander zu vergleichen.

Die beiden ausgeführten Versuchs-Wärmeübertrager gleichen sich hinsichtlich Abmessungen und Werkstoffwahl mit Ausnahme der Rohrplattendicke. Apparat I ist durch "dicke" Rohrböden ($s=38$ mm), Apparat II durch "dünne" Rohrböden ($s=4$ mm) gekennzeichnet.

Im theoretischen Teil wird ein Überblick über bestehende Berechnungsverfahren gegeben. Die meisten Methoden zur Dimensionierung der Rohrplatte gehen auf die Differentialgleichung einer elastisch gebetteten Kreisplatte zurück. Das dieser Arbeit zugrundeliegende und am Lehrstuhl für Apparatechnik und Anlagenbau entwickelte Verfahren "ROPLA" wird beschrieben; es arbeitet mit dem Verschwächungsbeiwert nach Miller und der von Sterr eingeführten Definition des Spannungsfaktors.

Im Rahmen der theoretischen Behandlung werden Überlegungen angestellt, wie die Eigenschaft der Verbindung Rohrplatte/Mantel/Flansch besser als bisher erfaßt werden kann. Wärmespannungen lassen sich mit den beschriebenen Berechnungsverfahren nicht ermitteln.

Der Vergleich theoretischer Ergebnisse nach Programm "ROPLA" und einem hochentwickelten Verfahren ("HV") zeigt eine qualitativ gute Übereinstimmung. Für den "dicken" Rohrboden errechnet das hochentwickelte Verfahren höhere, für den "dünnen" Rohrboden niedrigere Beanspruchungen als Programm "ROPLA". Die Gründe für die Abweichungen sind in den unterschiedlichen Verschwächungsfaktoren ($v=0,306$ ("HV"); $v=0,617$ ("ROPLA")) und in der Tatsache zu suchen, daß die Rohrplatte bei dem hochentwickelten Verfahren in einen berohrten und einen unberohrten Bereich unterteilt wird (s. auch Abschn. 2.1.4).

Die Versuchsanlage mit den Hauptkomponenten des Ölkreislaufes, Umwälzpumpe, Handpumpe zur Druckaufgabe und Heizkörper, wird beschrieben. Im Rahmen des vorgesehenen Versuchsprogrammes werden beide Versuchswärmeübertrager jeweils nur mantelraumseitig betrieben.

Die Instrumentierung spielt für den Vergleich zwischen theoretischen und experimentellen Ergebnissen eine entscheidende Rolle. Die beiden angewendeten Meßtechniken, Temperaturen mit Thermoelementen und Dehnungen mit Dehnungsmeßstreifen zu erfassen, werden erörtert.

Fünf Instrumentierungspläne geben einen umfassenden Überblick über alle auf Rohrplatten oder in Rohren angebrachten Meßstellen. Zusätzliche Meßstellen am Apparatemantel ergänzen das Meßprogramm. So werden Temperaturen und Verformungen der drei interessierenden Bauteile, Rohrplatte, Innenrohre und Mantel, versuchstechnisch erfaßt. Probleme der DMS-Applikation und der druckdichten Kabeldurchführung werden geschildert.

Eine Vielstellenmeßanlage registriert die Meßwerte, die gleichzeitig auf Lochstreifen gespeichert werden können. Die Auswertung der Meßdaten erfolgt mit einer institutseigenen EDV-Anlage.

Ein Auswertungsprogramm vollzieht die notwendigen Korrekturen und Umrechnungen vor allem bei der Auswertung der DMS-Rosetten.

Der unmittelbare Vergleich der Versuchsergebnisse mit den nach Programm "ROPLA" errechneten Werten läßt in den meisten Fällen eine gute qualitative Übereinstimmung erkennen.

Die flacher verlaufenden Kurven für die Längsdehnung in den Rohren nach Programm "ROPLA" erklären sich daraus, daß die verwendete Theorie Aufweitung und Neigung des Mantels sowie die Querkontraktion vernachlässigt.

Aus dem Vergleich von mantel- und rohrraumseitig gemessenen Radialdehnungen an den Oberflächen des "dicken" Rohrbodens erkennt man, daß sich der Biegespannung eine Membranspannung überlagert, die über die Dicke der Rohrplatte konstant, jedoch vom Rohrplattenradius abhängig ist. Da die beschriebenen Berechnungsverfahren nur Biegespannungen berücksichtigen, ergibt sich zwischen Messung und Rechnung eine bessere Übereinstimmung, wenn man mantelraumseitige Radialdehnungen betrachtet. Die an der rohrraumseitigen Rohrplattenoberfläche gemessenen größten Radialdehnungen liegen bei Versuchsapparat I ($s=38$ mm) weiter zur Mitte hin als die mantelraumseitig gemessenen.

Die Versuchsergebnisse zeigen sowohl bei der "dicken" als auch bei der "dünnen" Rohrplatte hinsichtlich bei-

der Dehnungskomponenten einen bezüglich des Plattenursprungs unsymmetrischen Verlauf, der auf das nicht rotationssymmetrische Rohrbild und auf den in Abschn. 7.1 beschriebenen Temperatureinfluß zurückzuführen ist.

Die nach Programm "ROPLA" errechneten Dehnungen liegen bei der "dicken" Rohrplatte für alle Lastfälle unter den gemessenen. Die prozentual geringste Abweichung zwischen der größten mantelraumseitig gemessenen und der entsprechenden rechnerisch ermittelten Radialdehnung beträgt ca. 10 % und ist beim Druck-Temperatur-Versuch zu verzeichnen.

Bei der "dünnen" Rohrplatte liegen die gemessenen Tangentialdehnungen stets höher als die theoretischen Werte. Die nach Programm "ROPLA" errechneten Radialdehnungen liefern beim Druck-Versuch betragsmäßig deutlich niedrigere, beim Temperatur-Versuch deutlich höhere Werte als die Messungen. Die prozentual geringste Abweichung zwischen der betragsmäßig größten gemessenen Radialdehnung, die stets am Rohrplattenrand liegt, und der dort theoretisch zu erwartenden Radialdehnung beträgt ca. 70 % und ist beim Druck-Temperatur-Versuch festzustellen.

Die nach einem hochentwickelten Verfahren berechneten Radialdehnungen bringen bei Versuchs-WÜ I ($s = 38$ mm) eine etwas schlechtere, bei Versuchs-WÜ II ($s = 4$ mm) eine deutlich bessere Annäherung an die experimentellen Ergebnisse als Programm "ROPLA".

In einer Tabelle werden die aus den Messungen ermittelten, betragsmäßig größten Radialspannungen zusammengestellt. Dabei wird deutlich, daß am mantelraum-

seitig gelegenen Rohrplattenrand des "dicken" Rohrbodens bei Temperatur- und Druck-Temperatur-Versuch sowie am rohrraumseitig gelegenen Rohrplattenrand des "dünnen" Rohrbodens in allen untersuchten Lastfällen unzulässig hohe Spannungen auftreten. Auf die Ungefährlichkeit dieses Umstandes wird in Abschn. 7.2 hingewiesen.

Nach den vorliegenden Untersuchungen kann das AD-Merkblatt B 5 als erste, häufig ausreichende Bemessungsgrundlage für Rohrplatten herangezogen werden.

Das am Lehrstuhl für Apparate- und Anlagenbau der Universität Erlangen-Nürnberg entwickelte Programm "ROPLA" liefert für mantelraumseitigen Druck von 25 bar und für isotherme Erwärmung des gesamten Apparates auf 120 °C eine Rohrbodendicke von 13,4 mm. Im Vergleich dazu errechnet man nach AD-Merkblatt B 5 4,2 mm, wenn man die Rohrplatte als Membran auffaßt, oder 43,7 mm, wenn die durch Bohrungen verschwächte Kreisplatte über die gesamte Fläche hinreichend biegesteif sein soll.

Eine Dimensionierung mit $s = 13,4$ mm läßt erwarten, daß die Ermüdungsgefahr der "dünnen" Platte verringert, gleichzeitig auch die Überdimensionierung der "dicken" Platte vermieden wird. Auf diese Weise kann Schäden vorgebeugt und ggf. Materialersparnis erzielt werden.

Das weiterentwickelte Berechnungsverfahren "ROPLA" besitzt einen geringeren Speicherbedarf als das hochentwickelte Verfahren ("HV") und das Verfahren mittels finiter Elemente ("FE"), ist aber in der vorliegenden Form für Tischrechner nicht geeignet. Es läßt sich voraussichtlich z.B. bei Beschränkung entweder auf Nachrechnung oder Dimensionierung auch für die Bearbeitung auf

Tischrechnern umstellen.

Die Ergebnisse des Programmes "ROPLA" werden durch Versuche und Kontrollrechnungen nach "HV" und "FE" im wesentlichen bestätigt.

Abschließend werden Möglichkeiten für weiterführende Versuche vorgeschlagen, die insbesondere auf die experimentelle Erfassung von Wärmespannungen abzielen.

10. Gesamtbezeichnungsliste

Lateinische Buchstaben

A	Einspannfaktor
A_G	Querschnittsfläche der Rohrplatte innerhalb des Mantels
A_G^*	Strömungsfläche um die Rohre bezogen auf die Querschnittsfläche der Rohrplatte innerhalb des Mantels $(A_G - A_1)/A_G$
A_M	Materialquerschnittsfläche des Mantels
A_R	Materialquerschnittsfläche aller Rohre
A_R^*	Strömungsfläche um die Rohre bezogen auf die Materialquerschnittsfläche aller Rohre $(A_G - A_1)/A_R$
A_1	Summe aller Bohrungsflächen für Rohre
a_R	Materialquerschnittsfläche eines Rohres
B	Plattensteifigkeit
B_v, B^*	reduzierte bzw. Ersatzsteifigkeit der Rohrplatte
C	Berechnungsbeiwert nach AD-Merkblatt B5
$C, \bar{C}, \bar{\bar{C}}$	Konstanten
c, c^*	Konstanten bzw. Integrationskonstanten
D	Berechnungsdurchmesser
d	Rohrdurchmesser
E	Elastizitätsmodul
E_P^*	Elastizitätsmodul der ungelochten Ersatzplatte
F_M	Längskraft im Mantel
F_R	Summe aller Rohrkräfte
f	Abkürzung für Funktionen
G	Hilfsfunktion im Berechnungsverfahren von Gardner/Miller
K	Rohrbettungsziffer
k	Kennzahl der Konstruktion
l_M	Länge des Mantels
l_R	Länge der Rohre
m_r	Radialmoment bezogen auf die Längeneinheit
m_t	Tangentialmoment bezogen auf die Längeneinheit

$m_1, \dots, m_4$	Schnittmomente
n	Rohrzahl
P	Schraubenkraft
p	Flächenbelastung einer Vollplatte bzw. äquivalente Druckdifferenz an einer Rohrplatte
Q	Verhältnis der Elastizität der Rohre zu der des Mantels ($A_R \cdot E_R / A_M \cdot E_M$)
q	fiktiver Berechnungsdruck
$\dot{q}$	Wärmestromdichte
R	Innenradius der Rohrplatte
S	Sicherheit
$S_1, \dots, S_4$	Schnittkräfte
s	Rohrplattendicke
t	Teilung
u	Aufweitung in radialer Richtung
v	Verschwächungsbeiwert
W	Widerstandsmoment bezogen auf die Längeneinheit
w	Durchbiegung der Rohrplatte
w'	Neigung der Rohrplatte
x	Argument der modifizierten Bessel-Funktionen
y	Längendifferenz zwischen Rohren und Mantel infolge unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten
Z_1, Z_2	modifizierte Bessel-Funktionen
Z_{1x}, Z_{2x}	Ableitung der modifizierten Bessel-Funktionen nach dem Argument

Griechische Buchstaben

α	Wärmeausdehnungskoeffizient
δ	Wanddicke
ϵ	Dehnung
ϵ_r	Radialdehnung an der Oberfläche einer Rohrplatte
ϵ_t	Tangentialdehnung an der Oberfläche einer Rohrplatte
η	Verhältnis von Steifigkeit der gelochten Platte zur Steifigkeit der vollen Platte
ϑ	Temperatur

ϑ_0	Raumtemperatur
ϑ_M	mittlere Manteltemperatur
ϑ_R	mittlere Rohrtemperatur
κ_r, κ_t	Lochrandfaktoren in radialer und tangentialer Richtung
λ	Wärmeleitkoeffizient
ν	Querkontraktionszahl
ν_p^*	Querkontraktionszahl der ungelochten Ersatzplatte
σ	Spannung
σ_M	Längsspannung im Mantel
σ_R	Längsspannung in den Rohren
σ_r	Radialspannung an äußerer (rohrraumseitiger) Oberfläche der Rohrplatte
σ_t	Tangentialspannung an äußerer (rohrraumseitiger) Oberfläche der Rohrplatte
Σ	Lastfaktor, der Betriebsbedingungen enthält
Φ	Abkürzung für Funktionen
φ	Abkürzung für Funktionen
ψ	Hilfsfunktionen
ω	Konstante

Indizes

a	lose <u>a</u> ufliegend
e	fest <u>e</u> ingespannt
M	Mantel
m	mittlere Werte
o	oben
P	Platte
PM	Verbindung Platte/Mantel
PMF	Verbindung Platte/Mantel/Flansch
R	Rohr
r	radial
t	tangential
th	theoretisch
u	unten
zul	zulässig

In dieser Zusammenstellung nicht enthaltene Formelzeichen, Abkürzungen oder Indizes werden im Text erläutert.

11. Literaturverzeichnis

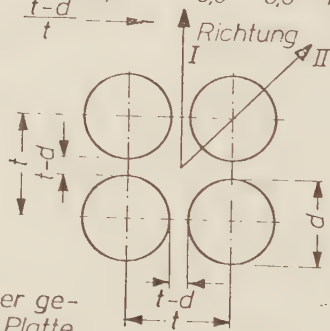
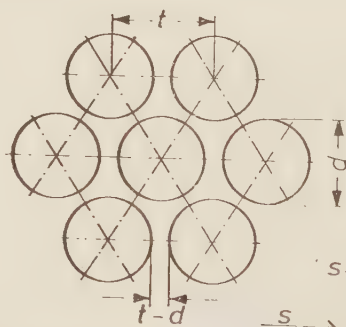
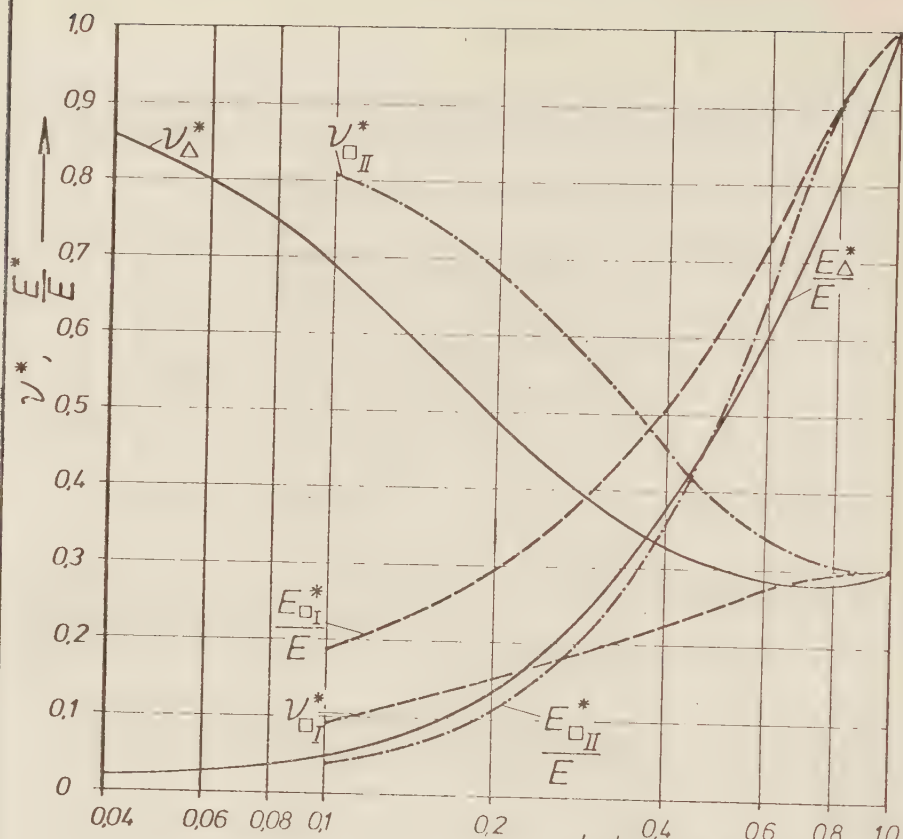
- [1] Rechnerunterstütztes Entwickeln und Konstruieren im Chemie-Apparatebau.
DECHEMA-Projektstudie, Juni 1974
- [2] Sterr, G.: Die festigkeitsmäßige Berechnung von Wärmeaustauschern mit geraden Rohren.
Im Verlag des Technischen Überwachungs-Vereins Bayern e.V., tÜV 8, 1975
- [3] Podhorsky, M.: Kreisplatten mit veränderlicher Dicke, ihre Berechnung und Vorteile.
Konstruktion 25 (1973), S. 93-98
- [4] Schnell, W. und S. Akasoy: Wärmespannungen in dickwandigen Bauteilen.
Zeitschrift für Werkstofftechnik 7 (1976), S. 236-240
- [5] Schnell, W. und S. Akasoy: Die dicke Kreisplatte unter rotationssymmetrischer Temperaturbelastung.
Chemie-Ing.-Techn. 47. Jg. (1975) Nr. 13, S. 575
- [6] AD-Merkblatt B 5.
Ausgabe Mai 1970.
- [7] Technische Regeln für Dampfkessel (TRD).
Richtlinie TRD 305
- [8] STANDARDS OF TUBULAR EXCHANGER MANUFACTURERS ASSOCIATION (TEMA), Section 5. Fifth Edition, 1968
- [9] BRITISH STANDARD BS 1500 : 1958, Section 3
- [10] Regels voor toestellen onder druk D 0405/72 - 12
- [11] Gardner, K.A.: Heat Exchanger Tube Plate Design.
Journal of Applied Mechanics 15 (1948), S. 377-385
- [12] Miller, K.A.G.: The Design of Tube Plates in Heat Exchangers.
Proc.Inst.Mech.Eng.B, Vol. 1 (1952), S.215-231
- [13] Sterr, G.: Berechnungsfragen von Rohrböden im Druckbehälterbau.
Verlag W. Ernst & Sohn, Berlin 1968

- [14] O'Donnell, W.J.: Further Theoretical Treatment of Perforated Plates with Square Penetration Patterns.
Welding Research Council Bulletin 151/June (1970), S. 1-12
- [15] Okubo, H.: Bending of a thin Circular Plate of an Aeolotropic Material under Uniform Lateral Load (Supported Edge).
Jrnl. Appl. Phys., 20, December 1949
- [16] Klapp, E.: Festigkeit im Apparate- und Anlagenbau.
Werner-Verlag, Düsseldorf 1970
- [17] Schleicher, F.: Kreisplatten auf elastischer Unterlage.
Springer-Verlag, Berlin 1927
- [18] Jahnke-Emde-Lösch: Tafeln höherer Funktionen.
Teubner Verlagsgesellschaft, Stuttgart 1966
- [19] Klapp, E. und D. Lambrecht: Überlegungen zur Einspannung ebener Böden von Wärmetauschern.
Konstruktion 21 (1969) Nr. 2, S. 59-61
- [20] Rehwald, W.: Elementare Einführung in die Bessel-, Neumann- und Hankel-Funktionen.
S. Hirzel Verlag, Stuttgart 1959
- [21] Boon, G.B. und R.A. Walsh: Fixed Tube-Sheet Heat Exchangers. Transactions of the ASME, Juni 1964, S. 175-180
- [22] O'Donnell, W.J.: A Study of Perforated Plates with Square Penetration Patterns.
Welding Research Council Bulletin 124/September (1967)
- [23] Miksch, M. und G. Neubrecht: Spannungsanalyse der Primärkammer eines Dampferzeugers.
Vortrag auf dem FINITE ELEMENT CONGRESS, 6.u.7.11.1972 in Baden-Baden.
Herausgeber IKOSS GmbH, Stuttgart (1972)
- [24] O'Donnell, W.J. und B.F. Langer: Design of Perforated Plates.
Trans.ASME, Series B, vol.84 (1962), S. 307-320
- [25] Malkin, I.: Notes on a Theoretical Basis for the Design of Tube Sheets of Triangular Layout.
Trans.ASME, vol.74 (1952), S. 387-396
- [26] Horvay, G.: Bending of Honeycombs and Perforated Plates,
Trans.ASME, vol. 74 (1952), S. A 122-123

- [27] Meijers, P.: Doubly Periodic Stress Distributions in Perforated Plates.
Ph.D. dissertation, Technische Hogeschool Delft, 1967
- [28] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Nuclear Vessels Engineers,
New York, N.Y., 1968, S. 136
- [29] Gardner, K.A.: Tubesheet Design: A Basis for Standardization. First International Conference on Pressure Vessel Technology, Part I - Design and Analysis, 1969, ASME, New York
- [30] Dietmann, H.: Spannung in Lochfeldern.
Konstruktion 18 (1966), Heft 1, S. 16-23
- [31] Sterr, G.: Die genaue Ermittlung des C-Wertes für die am Rande mit einem Schuß verschweißte Kreisvollplatte unter Berücksichtigung der im Schuß auftretenden Spannungen.
Techn.Überwachung 4 (1963) Nr. 4, S. 140-143
- [32] Kreckel, K.: Zur Berechnung von Kreisplatten, Teil I: Die aufgeschraubte, ebene, gleichmäßig belastete Kreisplatte.
Techn. Überwachung 4 (1963) Nr. 3, S. 88-91
- [33] Kreckel, K.: Zur Berechnung von Kreisplatten, Teil II: Die mit einem zylindrischen Behälter fest verbundene Kreisplatte.
Techn. Überwachung 4 (1963) Nr. 4, S. 131-139
- [34] Depmeier, L.: Entwicklung eines EDV-Programmes zur Dimensionierung fester, ebener Rohrböden in Rohrbündel-Wärmeübertragern ohne Dehnungsausgleicher.
Diplomarbeit (unveröffentlicht), TU Clausthal 1975
- [35] Kantorowitsch, S.B.: Die Festigkeit der Apparate und Maschinen für die chemische Industrie.
VEB Verlag-Technik, Berlin (Ost) 1955
- [36] Girkmann, K.: Flächentragwerke, 6. Auflage,
Springer-Verlag, Wien 1963
- [37] Dittmar, S. und F. Strickhausen: Spannungsermittlung am Übergang Flansch/Zylinder und Flansch/Platte bei innendruckbelasteten Bauteilen.
Techn.Überwachung 16 (1975), Nr. 7/8, S. 207-210

- [38] Timoshenko, S.: Theory of Plates and Shells,
Mc Graw Hill, New York and London 1959
- [39] Schultz-Grunow, F.: Einführung in die Festigkeitslehre,
Düsseldorf 1949
- [40] Hütte I: Theoretische Grundlagen,
28. Auflage, Berlin 1955
- [41] Esslinger, M.: Statische Berechnung von Kesselböden.
Springer-Verlag, Berlin 1952
- [42] Flügge, W.: Statik und Dynamik der Schalen.
Springer-Verlag, Berlin 1962
- [43] Klapp, E.: Der Einfluß von Wärmespannungen auf die Be-
messung und Gestaltung von Bauelementen des
Apparatebaues.
Konstruktion 21 (1969) Heft 1, S. 16-23
- [44] Szabó, L.: Höhere Technische Mechanik.
5. verbesserte und erweiterte Auflage.
Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York 1972
- [45] Siebel, E.: Neue Wege der Festigkeitsrechnung.
Z.VDI, Band 90, Düsseldorf 1948, S. 135
- [46] Pressler, G.: Regelungstechnik, Erster Band: Grundelemente
3. überarbeitete Auflage.
Bibliographisches Institut Mannheim/Wien/Zürich,
Hochschultaschenbücher-Verlag, Mannheim 1967
- [47] Potma, T.: Dehnungsmeßstreifen-Meßtechnik.
Deutsche Philips GmbH, Hamburg 1968
- [48] Runde, B.: Dehnungsmeßstreifen-Meßtechnik für den Prak-
tiker.
I. Auswahlkriterien und Handhabung von Deh-
nungsmeßstreifen, Teil I.
messen+prüfen/automatik, Mai 1975, S. 183-188
- [49] Fricke, H.W.: Dehnungsmeßstreifen-Meßtechnik für den
Praktiker.
II. Messungen mit Dehnungsmeßstreifen, Teil 3.
messen+prüfen/automatik, Juli/August 1975,
S. 337-343
- [50] Keil, S. und K. Hofmann: Verstimmung der Wheatstoneschen
Brückenschaltung beim Messen mit Dehnungsmeß-
streifen.
VDI-Z 115 (1973) Nr. 1-August, S. 904-911

- [51] Seebeck, T.-J.: Magnetische Polarisation der Metalle und Erze durch Temperatur-Differenz.
OSTWALD'S KLASSIKER DER EXACTEN WISSENSCHAFTEN
Band 70.
Verlag Wilhelm Engelmann 1895
- [52] Frischen, F.: Dehnungsmeßstreifen insbesondere für tiefste und höchste Temperaturen für den Einsatz bei erschwerten Umweltbedingungen.
messen+prüfen, Januar 1970, S. 51-54
- [53] Murray, W.M.: Rosette Analysis.
Part of a series of lectures presented at
University of Houston, March 13-17, 1967
- [54] Dally, J.W. und W.F. Riley: experimental stress analysis.
McGraw-Hill Book Company
- [55] Hencky, H.: Über den Spannungszustand in kreisrunden Platten mit verschwindender Biegesteifigkeit.
Z.Math.Physik 63 (1915), S. 311
- [56] Klapp, E.: Werkstoff- und Bauteilschädigung an Komponenten des Chemieanlagenbaues, vorzugsweise im Bereich kleiner Lastwechselzahlen - ihre Bewertung unter Einbeziehung von Schadensakkumulationshypothesen.
Chemie-Ing.-Techn. 47.Jg. (1976) Nr. 7, S. 586-593
- [57] Slot, Th.: Stress Analysis of Thick Perforated Plates,
Dissertation, Technomic Publishing Co., Inc.,
265 W., State St., Westport, Conn. 06880

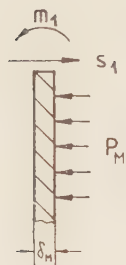
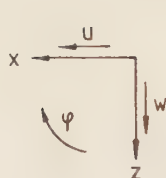
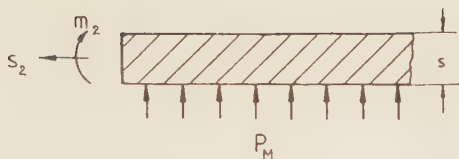


$s = \text{Dicke der ge-}$
 locherten Platte

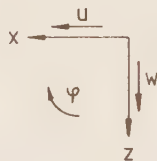
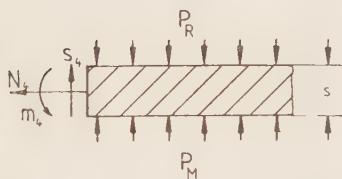
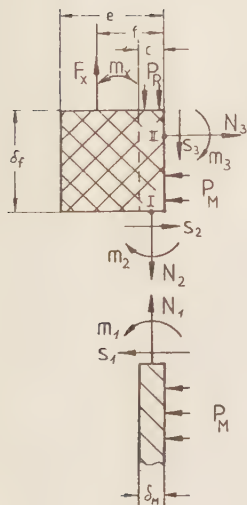
$$\frac{s}{t-d} \geq 2$$

Quelle: Δ Miksch/Neubrech $\square$ O' Donnell

Abb. 2-1: Elastische Konstanten gelochter Platten



bb. 2- 2 : Für eine Verformung in x-Richtung verantwortliche Schnittgrößen der Verbindung Rohrplatte/Mantel bei Einwirkung des mantelraumseitigen Druckes P_M



bb. 2- 3 : Schnittgrößen der Verbindung Rohrplatte/Mantel/Flansch bei gleichzeitiger Einwirkung von mantel- und rohraumseitigen Drücken P_M und P_R

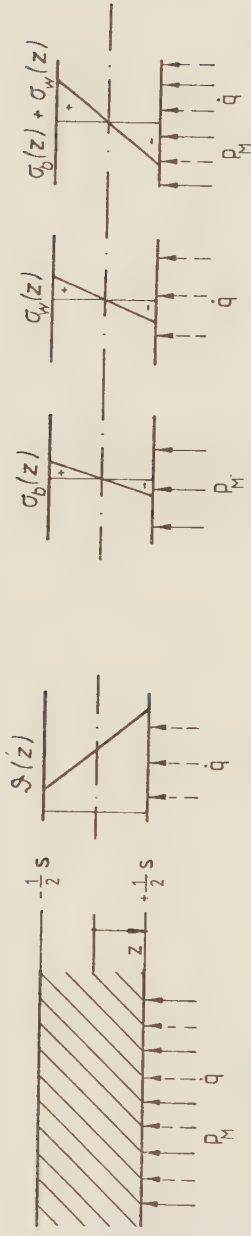


Abb. 2 - 4 : Temperaturverlauf $T(z)$ über die Dicke einer Platte bei stationärer Erwärmung (q) nach Szabo [44] und Biegespannungsverlauf bei gleichzeitig wirkendem Druck p

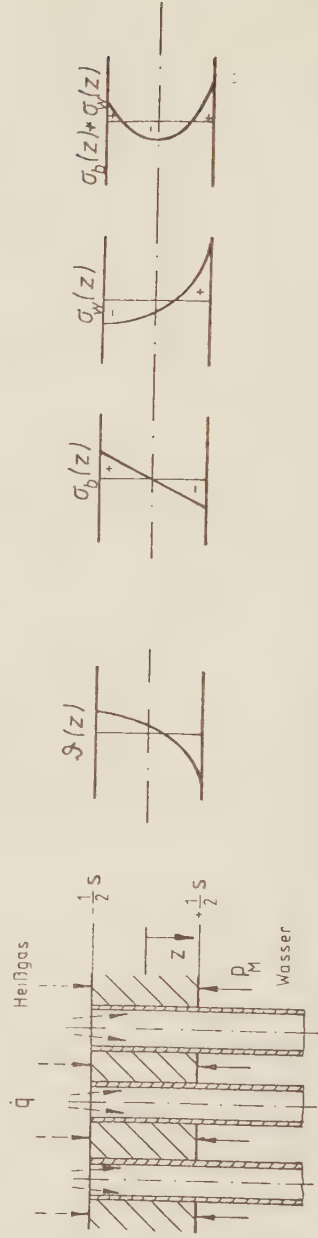


Abb. 2 - 5 : Temperatur- und Biegespannungsverlauf über die Dicke einer Rohrplatte, die mantelraumseitig durch Druck p_M beansprucht und rohrraumseitig infolge Wärmestromdichte q beheizt wird

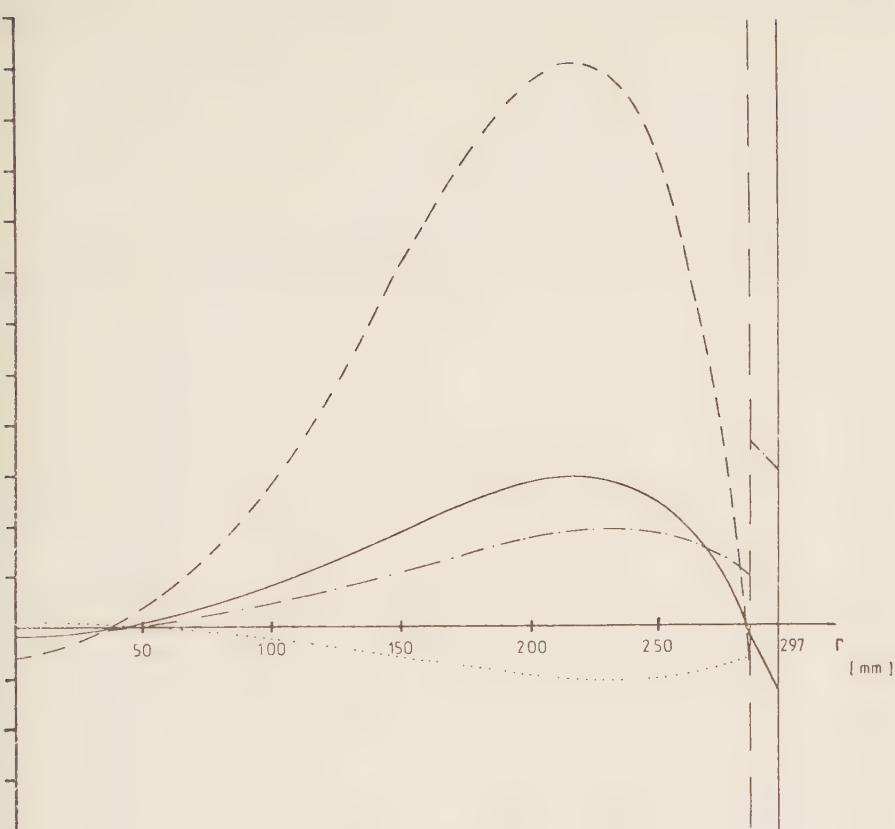


Abb. 3-1: RADIALSPANNUNG σ_r UND TANGENTIALSPANNUNG σ_t AN DER ROHRRAUMSEITIGEN OBERFLÄCHE EINER "DICKEN" ROHRPLATTE IN ABHÄNGIGKEIT VOM ROHRPLATTENRADIUS r MIT UND OHNE LOCHRANDFAKTOREN α_r UND α_t NACH EINEM HOCHENTWICKELTEN VERFAHREN (LASTFALL PT)

$s = 38 \text{ mm}$

$P_M = 25 \text{ bar}$

$T_M = 120 \text{ }^\circ\text{C}$

$P_R = 0 \text{ bar}$

$T_R = 120 \text{ }^\circ\text{C}$

————	σ_r
-----	$\sigma_r (\alpha_r, \alpha_t)$
- · - · -	σ_t
·····	$\sigma_t (\alpha_r, \alpha_t)$

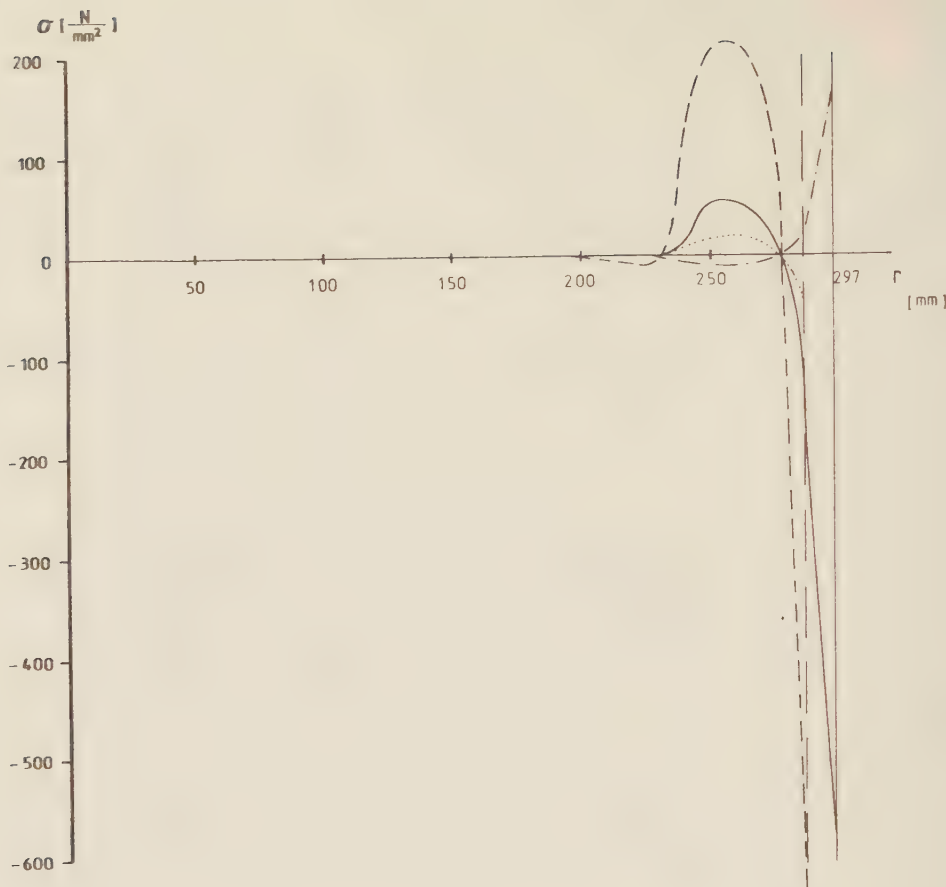


ABB. 3-2: RADIALSPANNUNG σ_R UND TANGENTIALSPANNUNG σ_T AN DER ROHRRAUMSEITIGEN OBERFLÄCHE EINER "DÜNNEN" ROHRPLATTE IN ABHÄNGIGKEIT VOM ROHRPLATTENRADIUS r MIT UND OHNE LOCHRANDFAKTOREN α_R UND α_T NACH EINEM HOCHENTWICKELTEN VERFAHREN (LASTFALL PT)

$s = 4 \text{ mm}$		—————	σ_r
$P_M = 25 \text{ bar}$	$T_M = 120^\circ\text{C}$	-----	$\sigma_r (\alpha_r, \alpha_t)$
$P_R = 0 \text{ bar}$	$T_R = 120^\circ\text{C}$	- · - · - · -	σ_t
			$\sigma_t (\alpha_r, \alpha_t)$

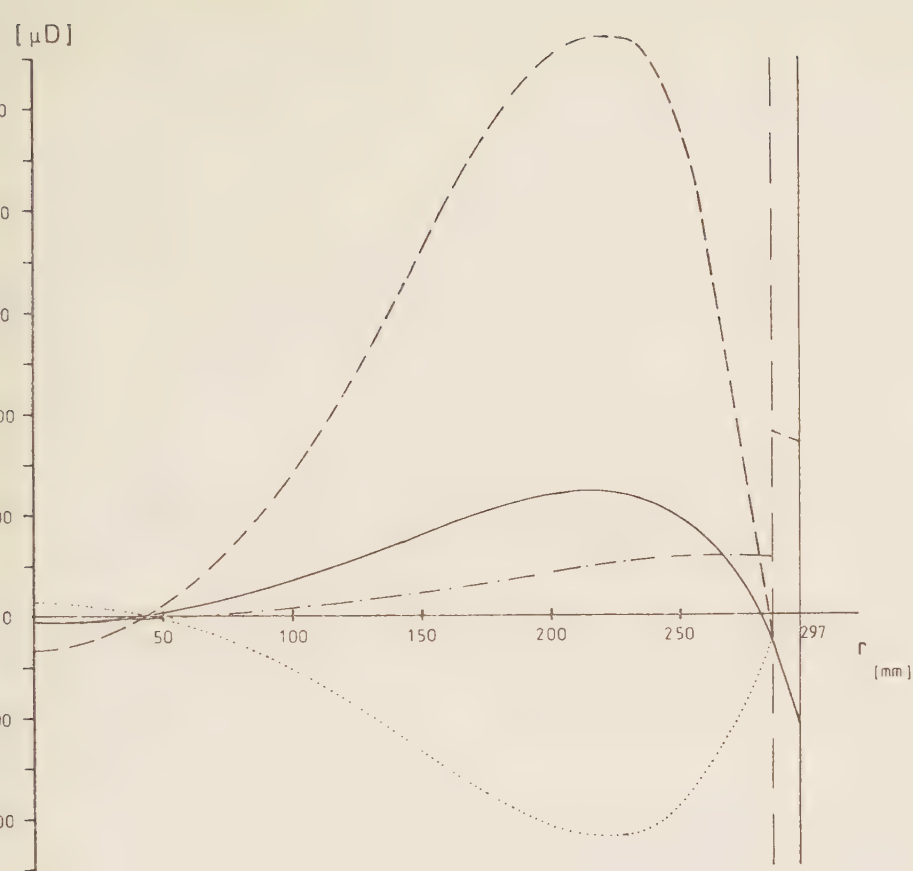


ABB. 3-3: RADIALDEHNUNG ϵ_R UND TANGENTIALDEHNUNG ϵ_T AN DER ROHRRAUMSEITIGEN OBERFLÄCHE EINER "DICKEN" ROHRPLATTE IN ABHÄNGIGKEIT VOM ROHRPLATTENRADIUS r MIT UND OHNE LOCHRANDFAKTOREN α_R UND α_T NACH EINEM HOCHENTWICKELTEN VERFAHREN (LASTFALL PT)

$s = 38 \text{ mm}$

$P_H = 25 \text{ bar}$

$T_H = 120 \text{ °C}$

$P_R = 0 \text{ bar}$

$T_R = 120 \text{ °C}$

— ϵ_r
 - - - $\epsilon_r(\alpha_r, \alpha_t)$
 - · - ϵ_t
 ··· $\epsilon_t(\alpha_r, \alpha_t)$

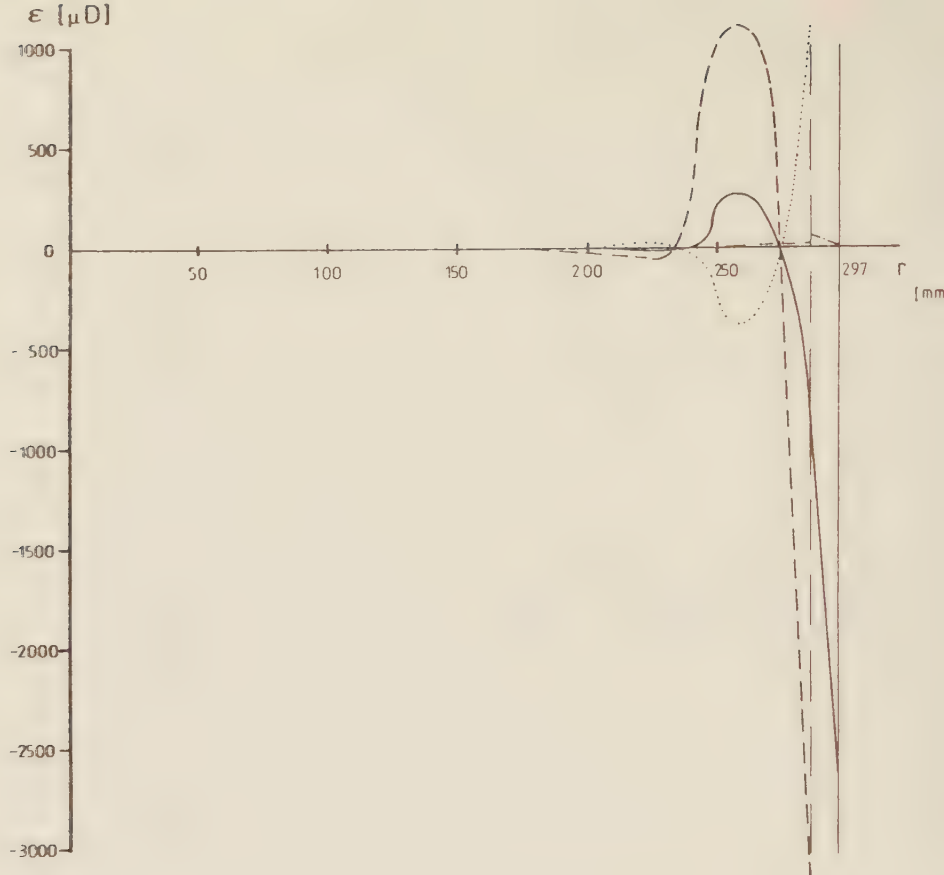
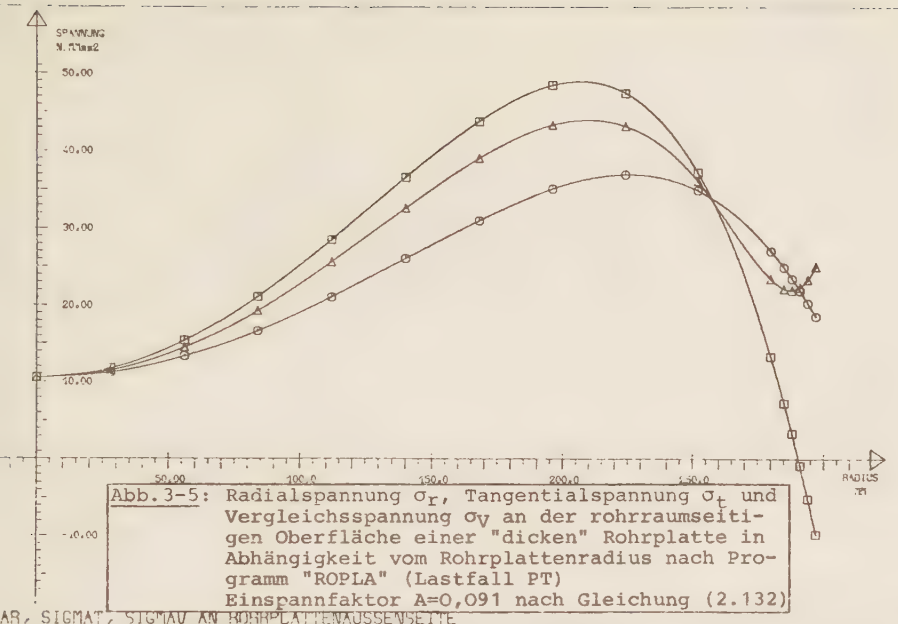


ABB. 3-4: RADIALDEHNUNG ϵ_R UND TANGENTIALDEHNUNG ϵ_T AN DER ROHRRaumSEITIGEN OBERFLÄCHE EINER "DÜNNEN" ROHRPLATTE IN ABHÄNGIGKEIT VOM ROHRPLATTENRADIUS r MIT UND OHNE LOCHRANDFAKTOREN α_R UND α_T NACH EINEM HOCHENTWICKELTEN VERFAHREN (LASTFALL PT)

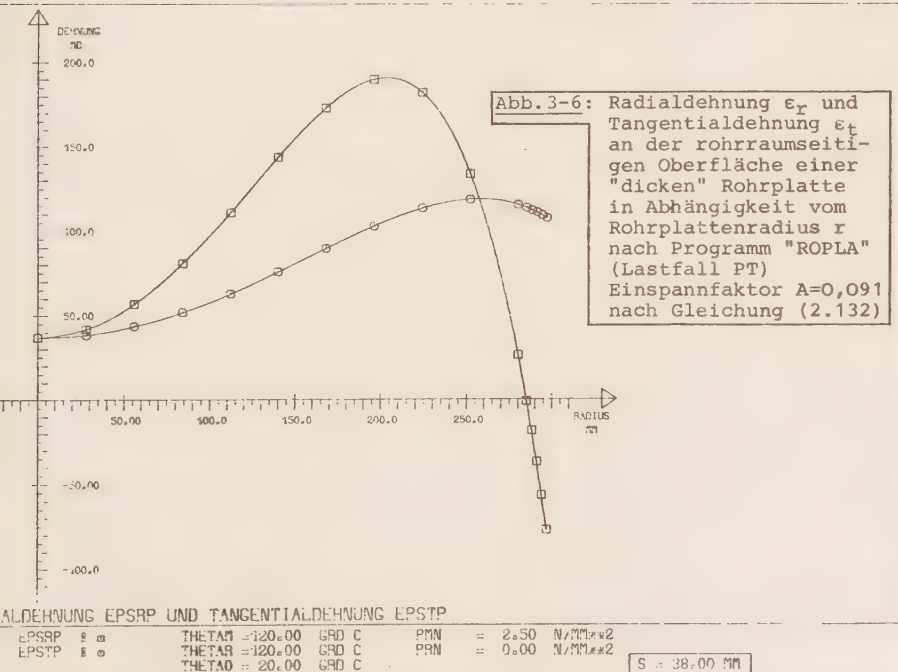
$s = 4 \text{ mm}$		—	ϵ_r
$P_M = 25 \text{ bar}$	$\vartheta_M = 120 \text{ °C}$	- - - -	$\epsilon_r(\alpha_r, \alpha_t)$
$P_R = 0 \text{ bar}$	$\vartheta_R = 120 \text{ °C}$	· · · · ·	ϵ_t
		· · · · ·	$\epsilon_t(\alpha_r, \alpha_t)$



AR, SIGMAT, SIGMAV AN ROHRPLATTENAUSSENSEITE

SIGMAT	□	THETA1	= 120.00	GRD	C	PMN	= 2.50	N./MM²x2
SIGMAT	△	THETA2	= 120.00	GRD	C	PRN	= 0.00	N./MM²x2
SIGMAV	○	THETA0	= 20.00	GRD	C			

S = 38.00 MM



ALDEHNUNG EPSRP UND TANGENTIALDEHNUNG EPSTP

EPSRP	□	THETA1	= 120.00	GRD	C	PMN	= 2.50	N./MM²x2
EPSTP	○	THETA2	= 120.00	GRD	C	PRN	= 0.00	N./MM²x2
		THETA0	= 20.00	GRD	C			

S = 38.00 MM

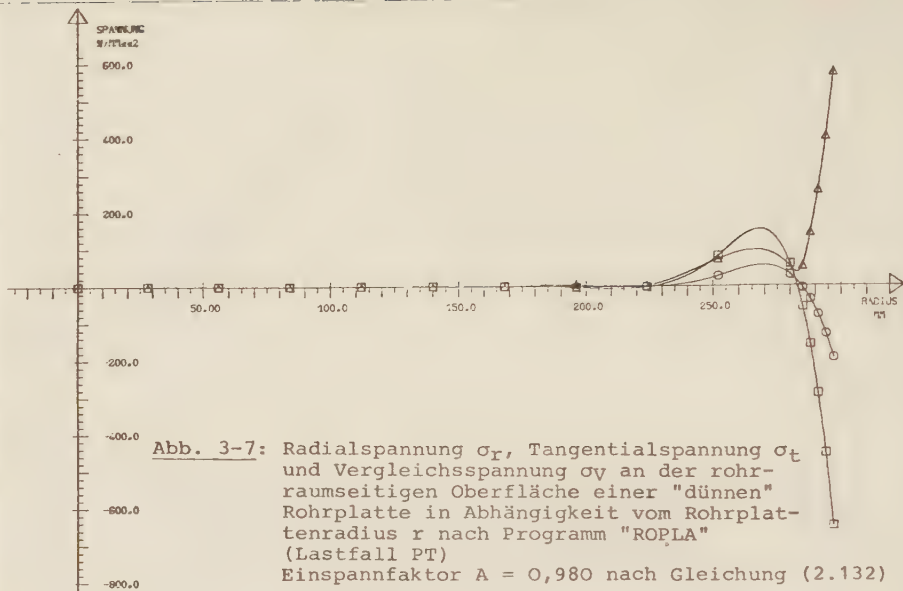


Abb. 3-7: Radialspannung σ_r , Tangentialspannung σ_t und Vergleichsspannung σ_v an der rohrraumseitigen Oberfläche einer "dünnen" Rohrplatte in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r nach Programm "ROPLA" (Lastfall PT)
Einspannfaktor $A = 0,980$ nach Gleichung (2.132)

SIGMAR, SIGMAT, SIGMAV AN ROHRPLATTENAUSSENSEITE

SIGMAR ■ ■	THETAM = 120.00	GRD C	PMN = 2.50	N/MPa ²
SIGMAT ■ ■	THETAR = 120.00	GRD C	PRN = 0.00	N/MPa ²
SIGMAV ■ ■	THETA0 = 20.00	GRD C		

S = 4.00 mm

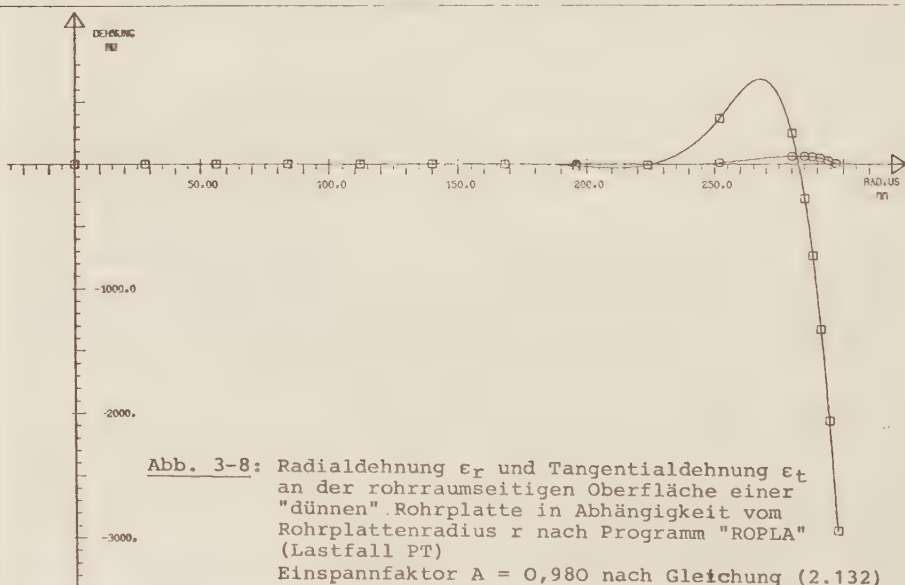


Abb. 3-8: Radialdehnung ϵ_r und Tangentialdehnung ϵ_t an der rohrraumseitigen Oberfläche einer "dünnen" Rohrplatte in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r nach Programm "ROPLA" (Lastfall PT)
Einspannfaktor $A = 0,980$ nach Gleichung (2.132)

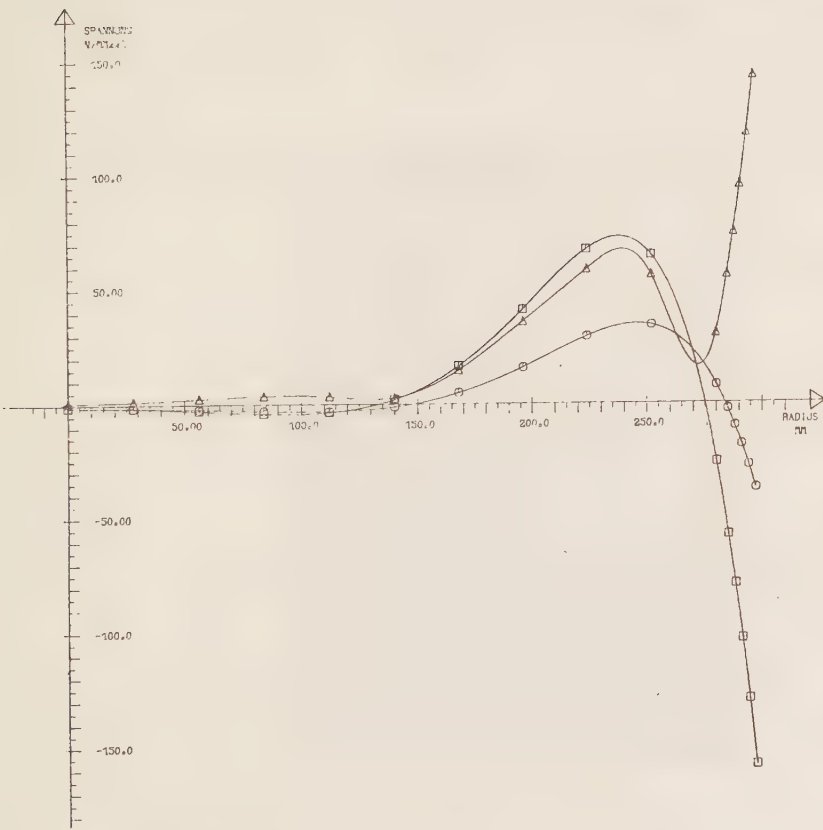
RADIALDEHNUNG EPSRP UND TANGENTIALDEHNUNG EPSTP AN ROHRPLATTENAUSSENSEITE

EPSRP ■ ■	THETAM = 120.00	GRD C	PMN = 2.50	N/MPa ²
EPSTP ■ ■	THETAR = 120.00	GRD C	PRN = 0.00	N/MPa ²
	THETA0 = 20.00	GRD C		

S = 4.00 mm

Abb. 3-9: Dimensionierungsbeispiel nach Programm "ROPLA": Radialspannung σ_r , Tangentialspannung σ_t und Vergleichsspannung an der rohrraumseitigen Oberfläche der Rohrplatte in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r für Beispiel 8 (Tabelle 3-2)

Einspannfaktor $A = 0,575$ nach Gleichung (2.132)



SIGMA R B B B
SIGMA T B B B
SIGMA V B B B

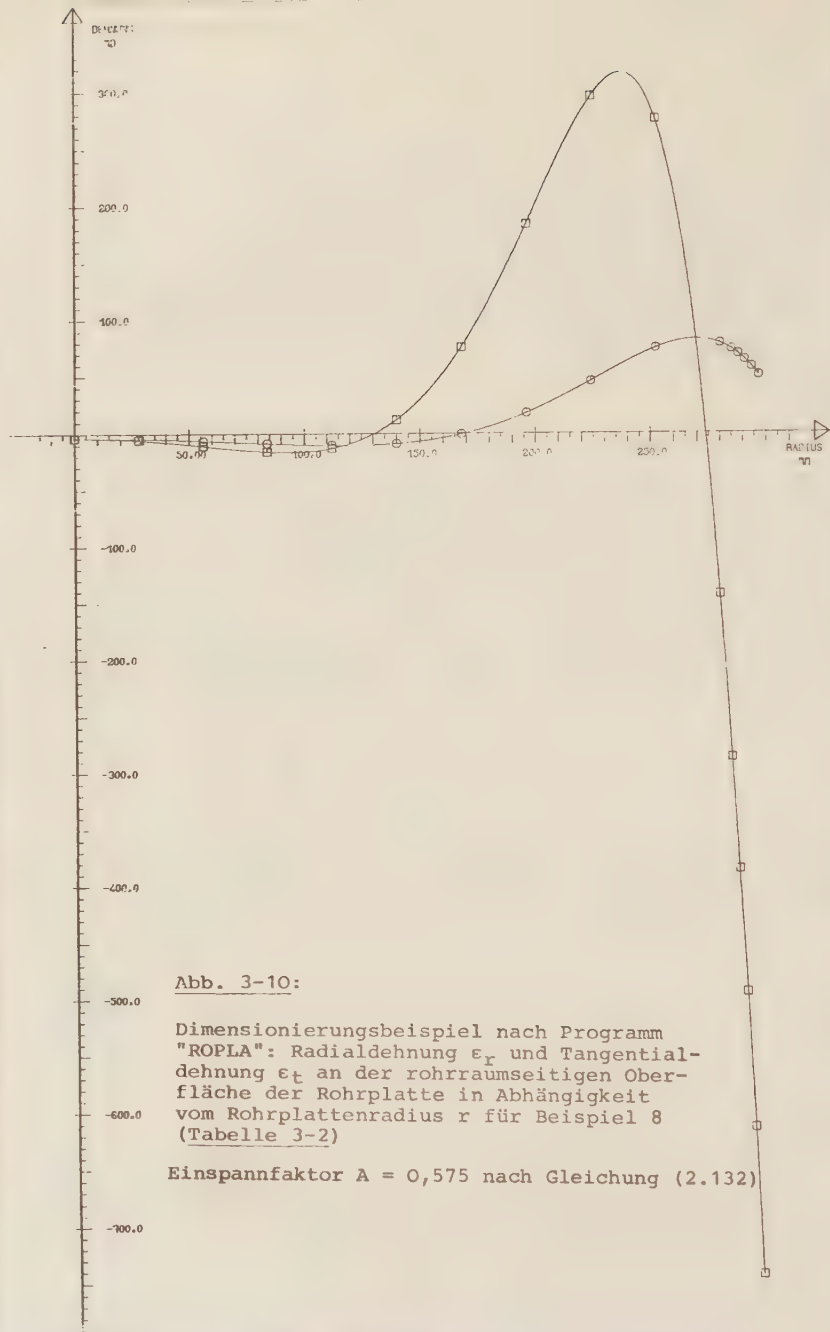
THETA 0 = 120.00
THETA 90 = 120.00
THETA 180 = 20.00

PRN C
PRN C

= 2.50 N/mm²
= 0.00 N/mm²

S = 13.40 mm

SIGMAR, SIGMAT, SIGMAV AN ROHRPLATTENAUSSENSEITE



$S = 13.60 \text{ mm}$
 $d_{MW} = 2.50 \text{ mm}$
 $d_{PW} = 0.00 \text{ mm}$
 $r_{HETAM} = 120.00 \text{ GRD C}$
 $r_{HETAR} = 120.00 \text{ GRD C}$
 $r_{HETA0} = 20.00 \text{ GRD C}$
 $EPSRP = 8.0$
 $EPSTP = 8.0$

RADIALDEHNUNG EPSRP UND TANGENTIALDEHNUNG EPSTP AN ROHRPLATTENAUSSENSEITE

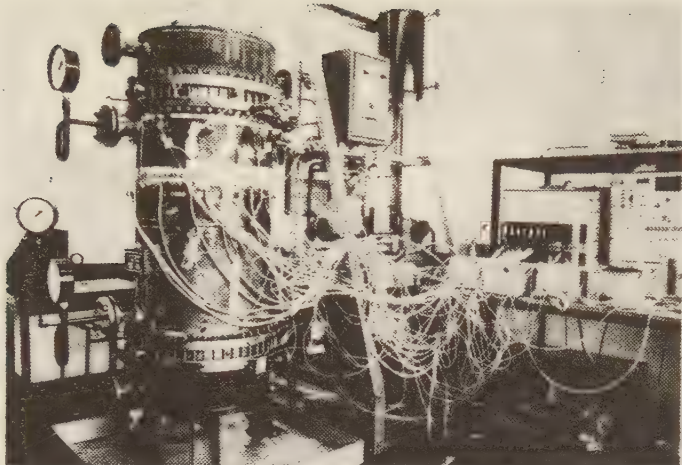


Abb. 4-1: Foto von der Versuchsanlage (links im Bild einer der von Firma J. van Opbergen, Neuss, gebauten Versuchsaapparate)

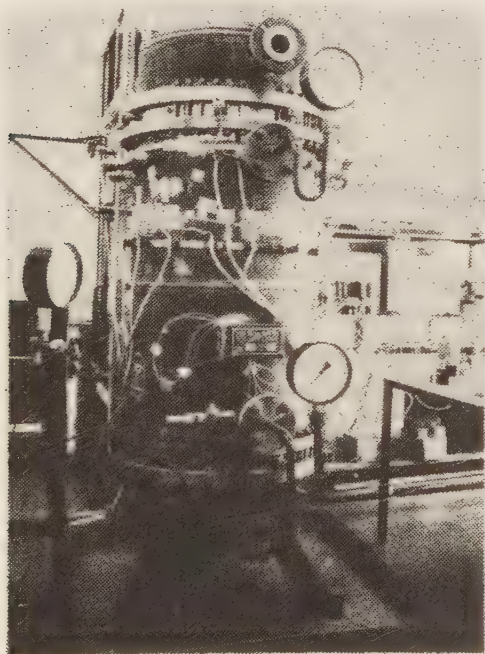


Abb. 4-2: Versuchs-WÜ I im fertig instrumentierten Zustand (Fertigung des Apparates durch Firma J. van Opbergen, Neuss)

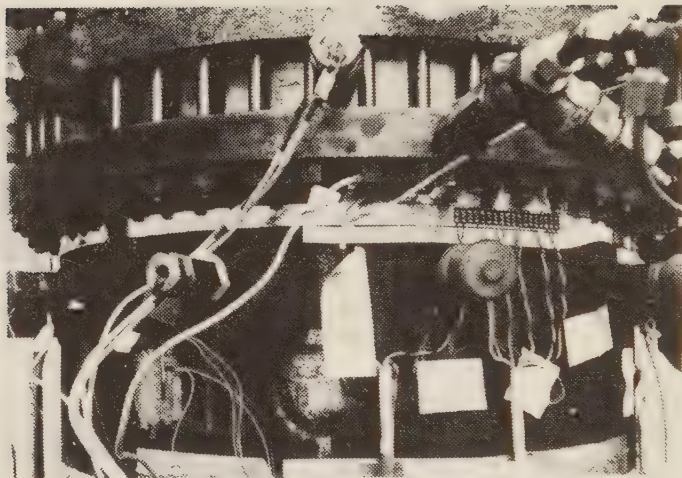
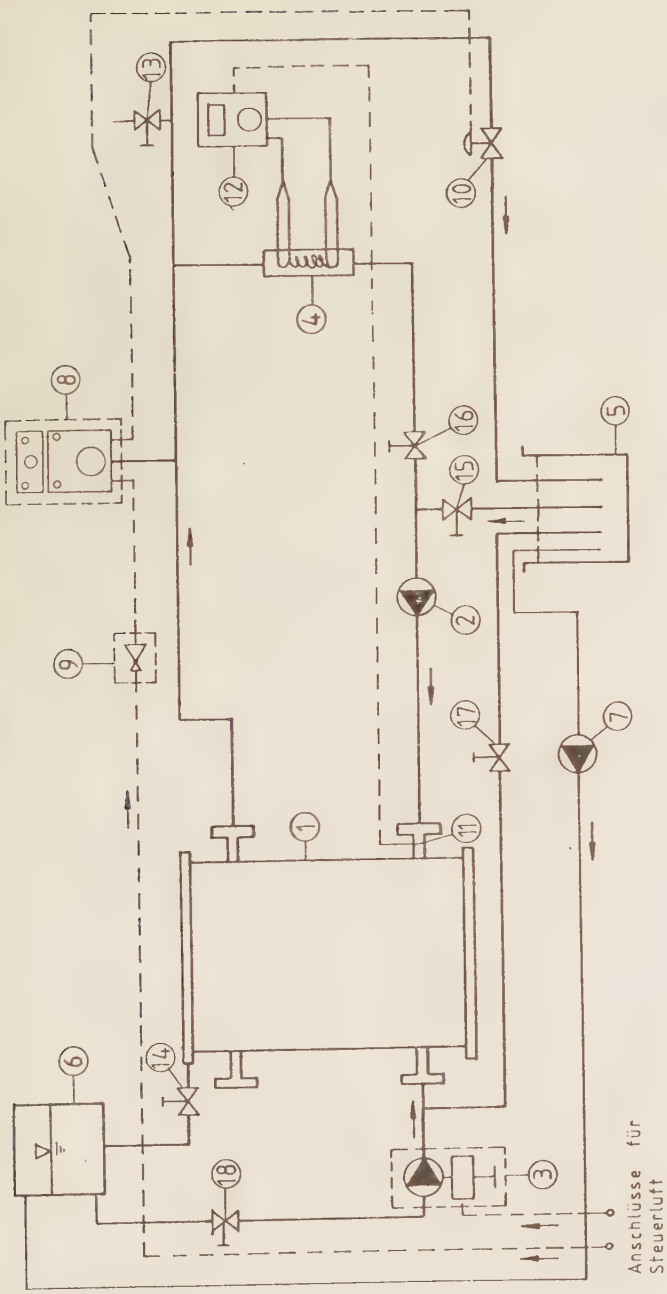


Abb. 4-3: Konstruktive Besonderheiten der Versuchs-WÜ
(Fertigung der Apparate durch Firma J. van Op-
bergen, Neuss)



- | | | | |
|---|-------------------------------------|-----------|-------------------|
| 1 | Versuchs-Wärmeübertrager | 7 | Handpumpe |
| 2 | Umwälzpumpe | 8 | Regelstation |
| 3 | Handpumpe mit pneumatischem Antrieb | 9 | Reduzierstation |
| 4 | Heizkörper | 10 | Überströmventil |
| 5 | Vorratsbehälter | 11 | Temperaturfühler |
| 6 | Überström - bzw. Vorratsbehälter | 12 | Temperaturregler |
| | | 13 | Entlüftungsventil |
| | | 14.....18 | Absperrventile |

Abb. 4 - 4 : Versuchsanlage

ING.-Büro
Zaritsch
Planegg

Lehrstuhl für Apparate-
technik und Anlagenbau
Erlangen

Fa.
Jos. v. Opbergen
Holzheim

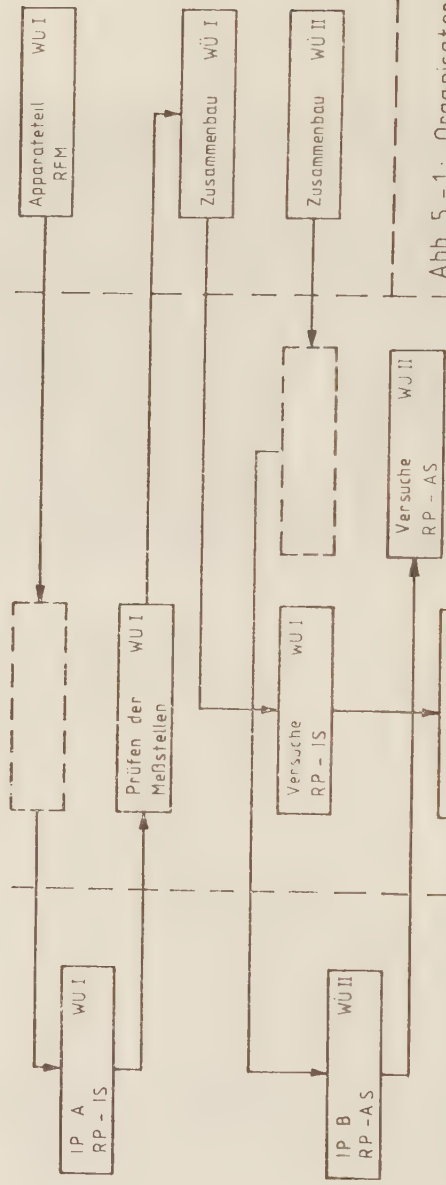


Abb. 5 - 1: Organisatorischer Ablauf für die Instrumentierungsphasen A, B, C an beiden Versuchs-WÜ

IP Instrumentierungsphase
RP - AS Rohrplattenaußenseite (Rohrraum)
RP - IS Rohrplatteneinnenseite (Mantelraum)

Dehnungsmeßbrücke

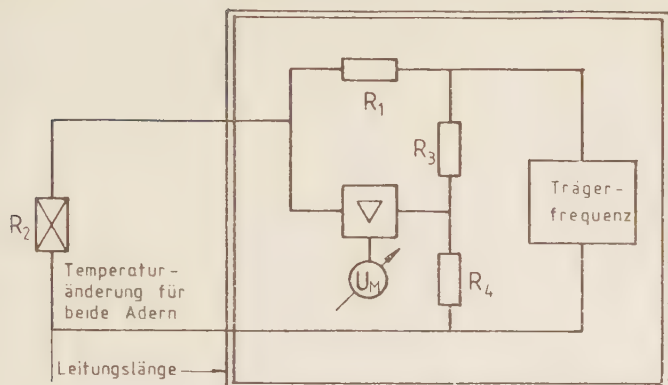


Abb. 5 - 2 : Viertelbrückenschaltung nach Fricke[49]

Dehnungsmeßbrücke

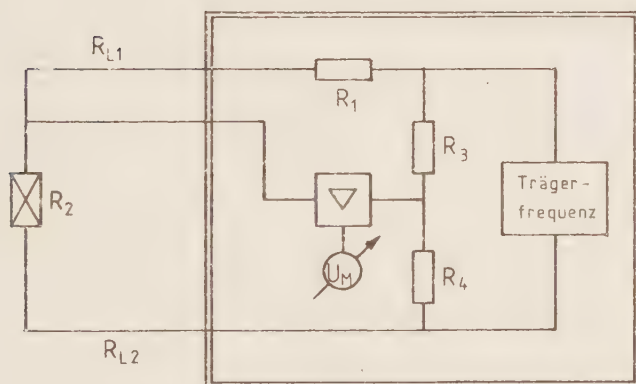


Abb. 5 - 3 : Dreileiterschaltung nach Fricke [49]

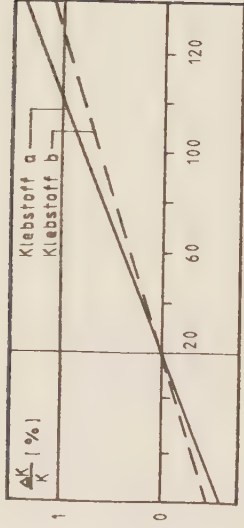


Abb. 5 - 4 : Abhängigkeit der Änderung des k -Faktors von der Temperatur und vom Klebstoff bei demselben Meßgitter

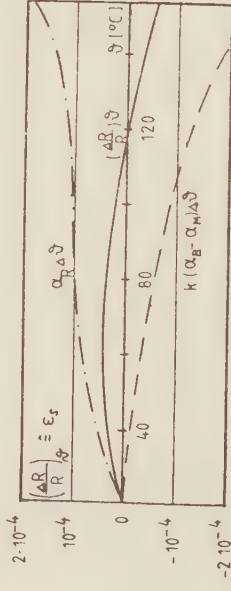


Abb. 5 - 7 : Temperaturgang eines selbstkompensierenden DMS
(Indizes: „B“-Bauteil

„M“-Meßgitterwerkstoff
„R“-elektrischer Widerstand des Meßdrahtes)

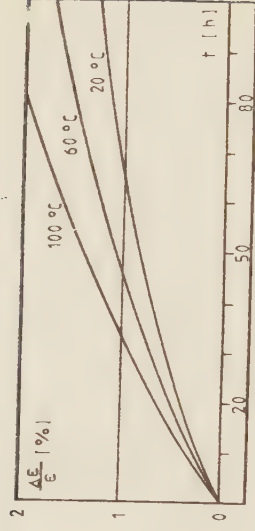


Abb. 5 - 5 : Kriech - Diagramm

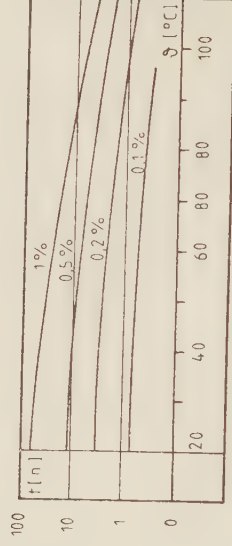


Abb. 5 - 6 : Zeit - Temperatur - Kriech - Diagramm

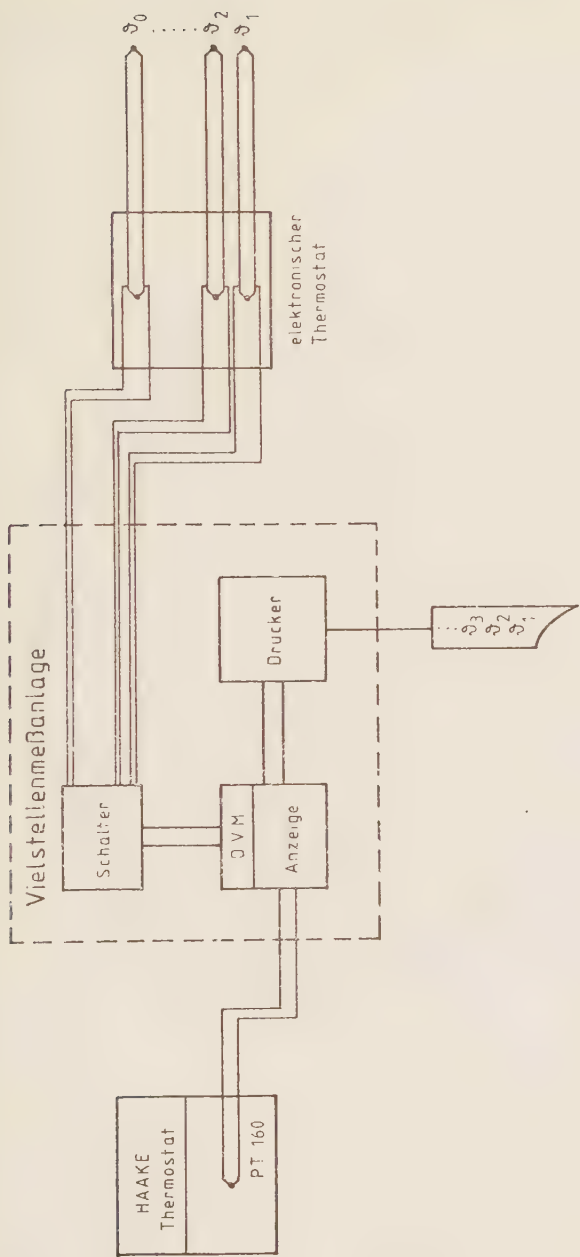
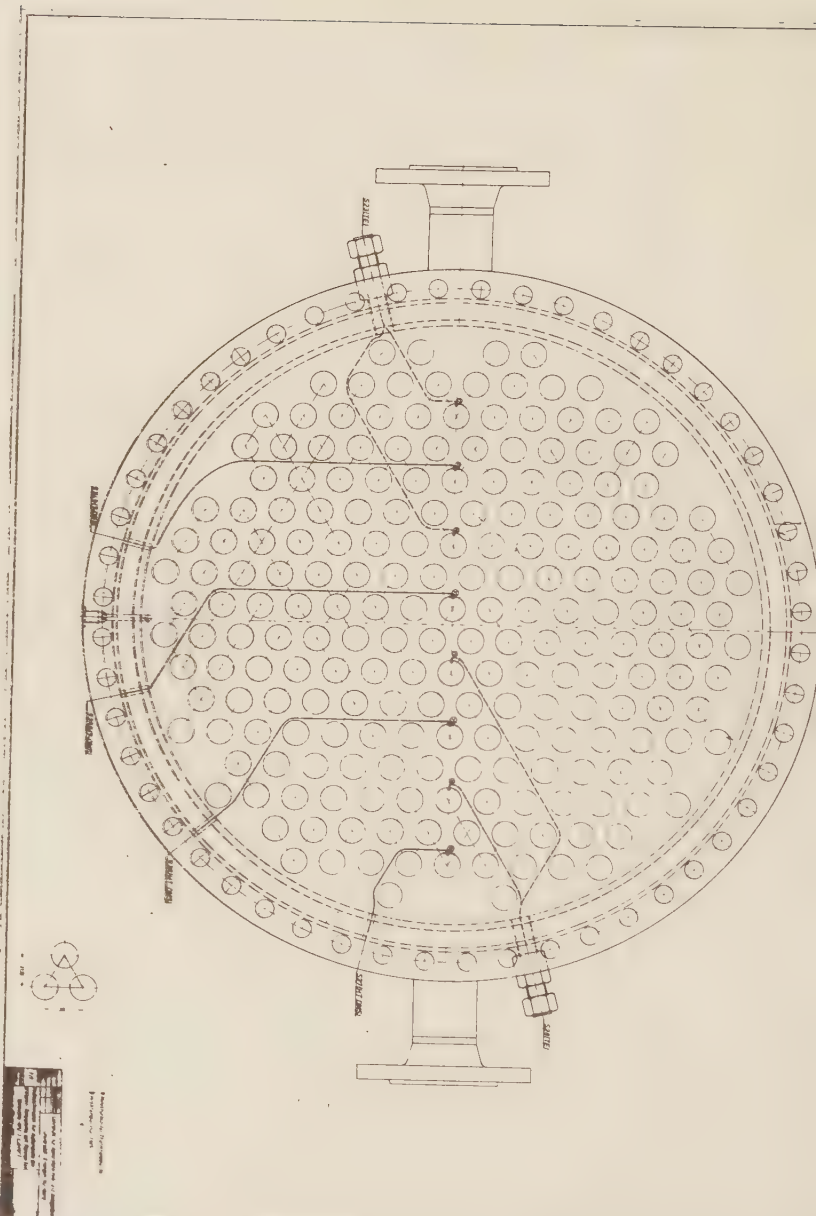


Abb. 5 - 8 : Temperaturmessung mit Vielstellenmeßanlage (VSMA)

Abb. 5-11: Instrumentierungsplan für rohrraumseltige Oberfläche
 der unteren Rohrplatte mit Rohren für Versuchs-WÜ I
 ($s = 38 \text{ mm}$)



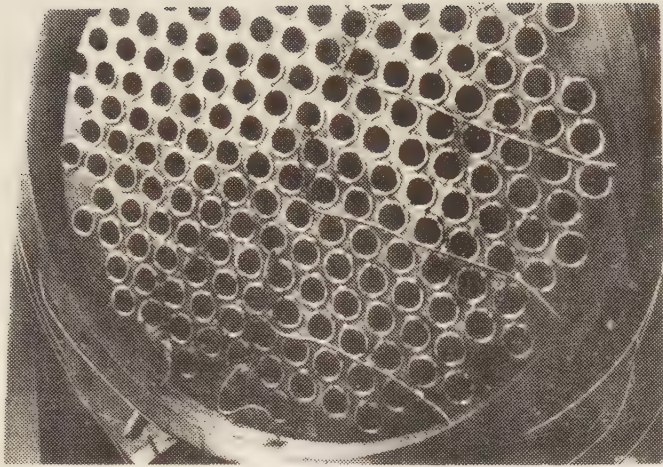


Abb. 5-14: Verlegung von Hochtemperatur-DMS an der unteren Rohrplatte von Versuchs-WÜ I ($s = 38 \text{ mm}$)
(Fertigung des Apparates durch Firma J. van Opbergen, Neuss)

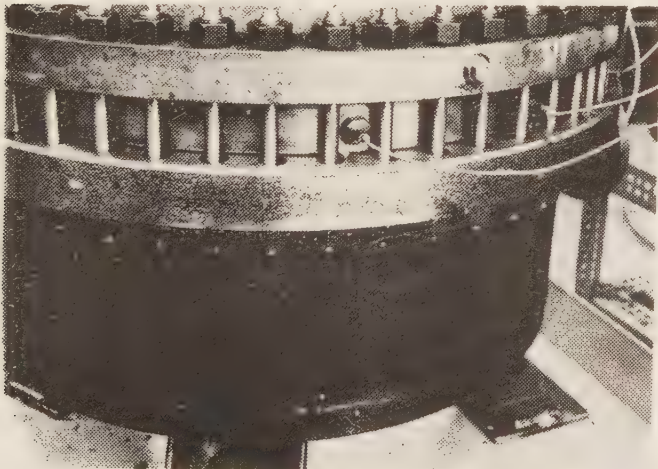


Abb. 5-15: Im unteren Zwischenring eingeschweißte Meßstutzen für Hochtemperatur-DMS
(Fertigung des Apparates durch Firma J. van Opbergen, Neuss)

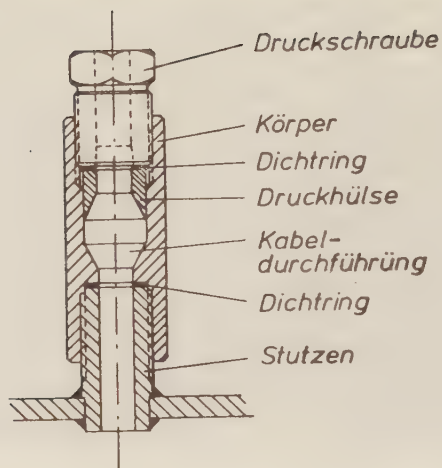


Abb. 5-16: Druckdichte Kabeldurchführung für Dehnungsmeßstreife

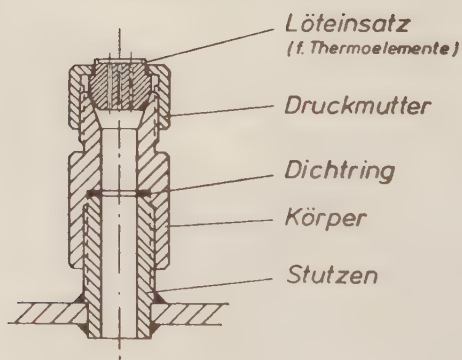


Abb. 5-17: Druckdichte Kabeldurchführung für Thermoelemente



Abb. 5-18: DMS- und Thermoelement-Meßstützen an Versuchs-
WÜ I ($s = 38 \text{ mm}$)
(Fertigung des Apparates durch Firma J. van
Opbergen, Neuss)

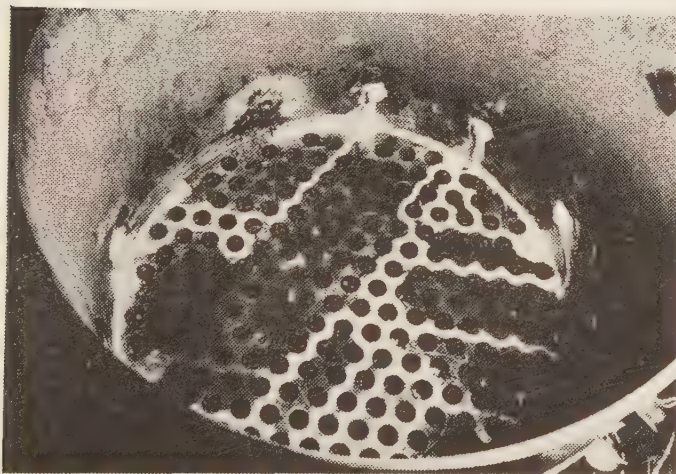


Abb. 5-19: Instrumentierte mantelraumseitige Oberfläche
der oberen Rohrplatte von Versuchs-WÜ I
($s = 38 \text{ mm}$)
/Fertigung des gezeigten Apparateteils RFM
(Rohrplatte/Flansch/Mantel) durch Firma J.
van Opbergen, Neuss/

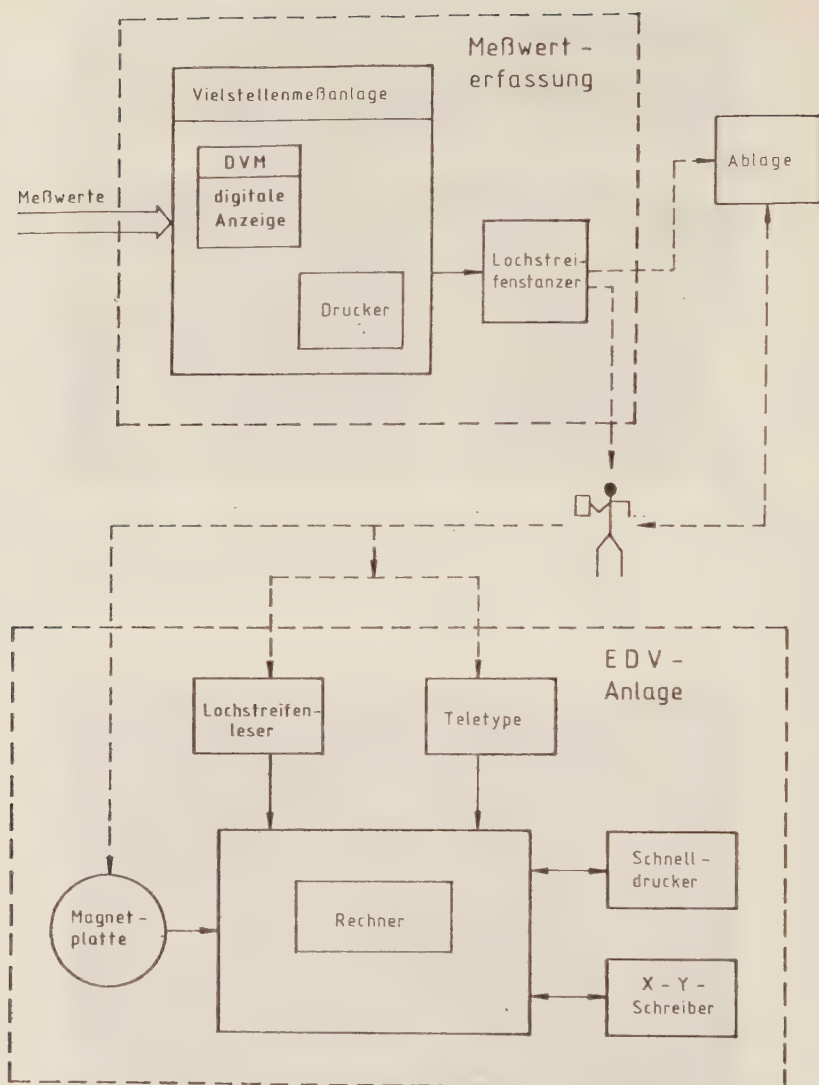


Abb. 6 - 1 : Auswertung der Meßergebnisse im off-line-Betrieb

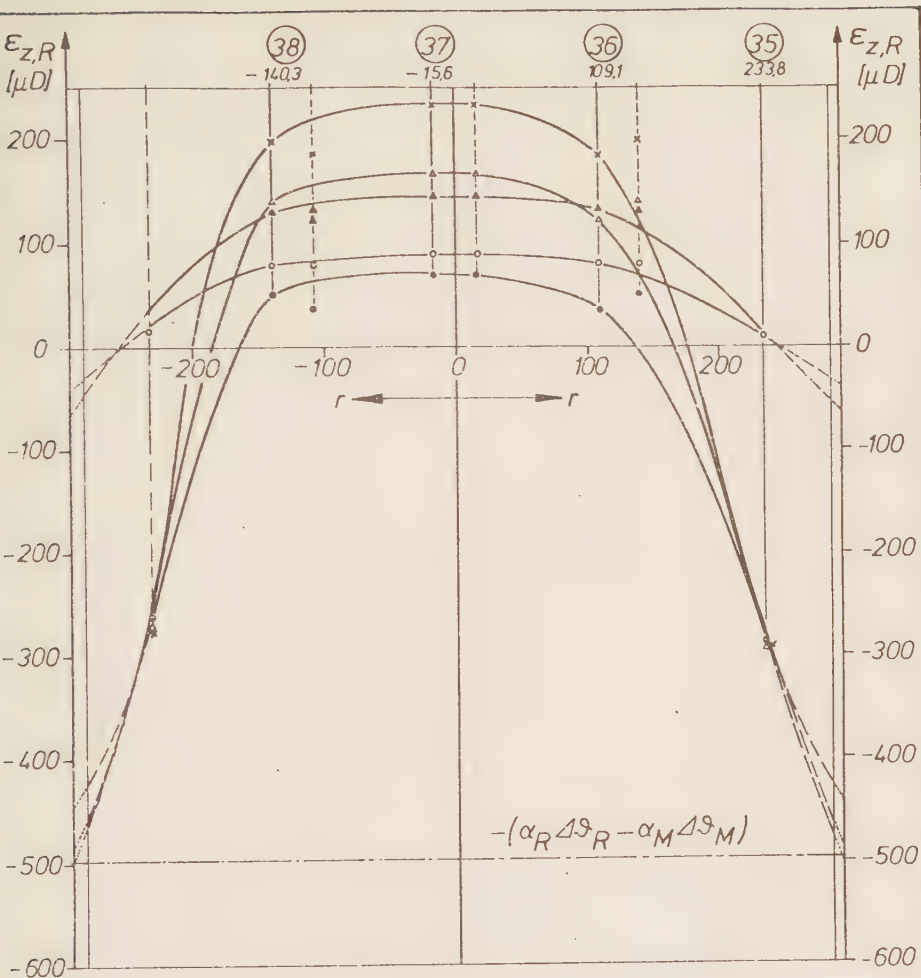


Abb. 7-1: Experimentell ermittelte Rohrlängsdehnungen $\epsilon_{z,R}$ in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r an Versuchs-WÜ I ($s=38$ mm) für folgende Versuchsbedingungen:

	Kurve	p_M [bar]	p_R [bar]	ϑ_M [°C]	ϑ_R [°C]
○	1	15	0	21,2	21,2
●	2	0	0	99,2	106,4
△	3	15	0	99,2	106,4
▲	4	25	0	21,2	21,2
x	5	25	0	99,2	106,4

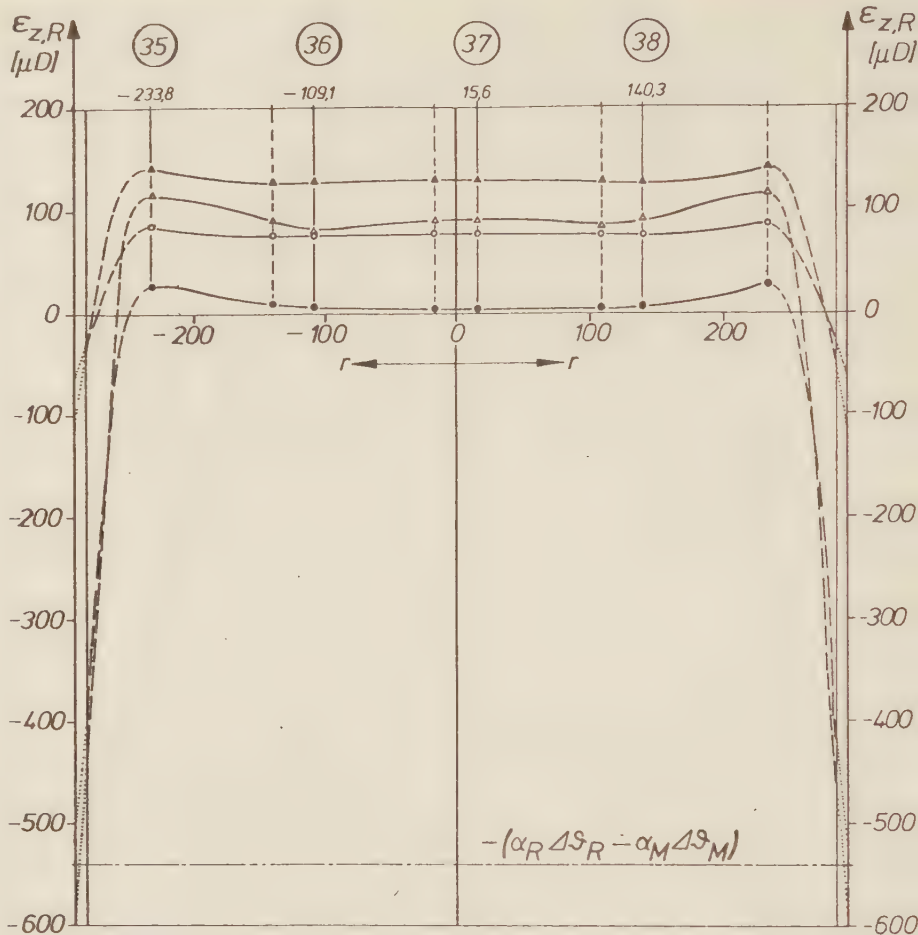


Abb. 7-2: Experimentell ermittelte Rohrlängsdehnungen $\epsilon_{z,R}$ in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r an Versuchs-WÜ II ($s=4$ mm) für folgende Versuchsbedingungen:

	Kurve	p_M [bar]	p_R [bar]	ϑ_M [°C]	ϑ_R [°C]
○	1	15	0	20,1	20,1
●	2	0	0	94,7	105,6
△	3	15	0	94,7	105,6
▲	4	25	0	20,1	20,1

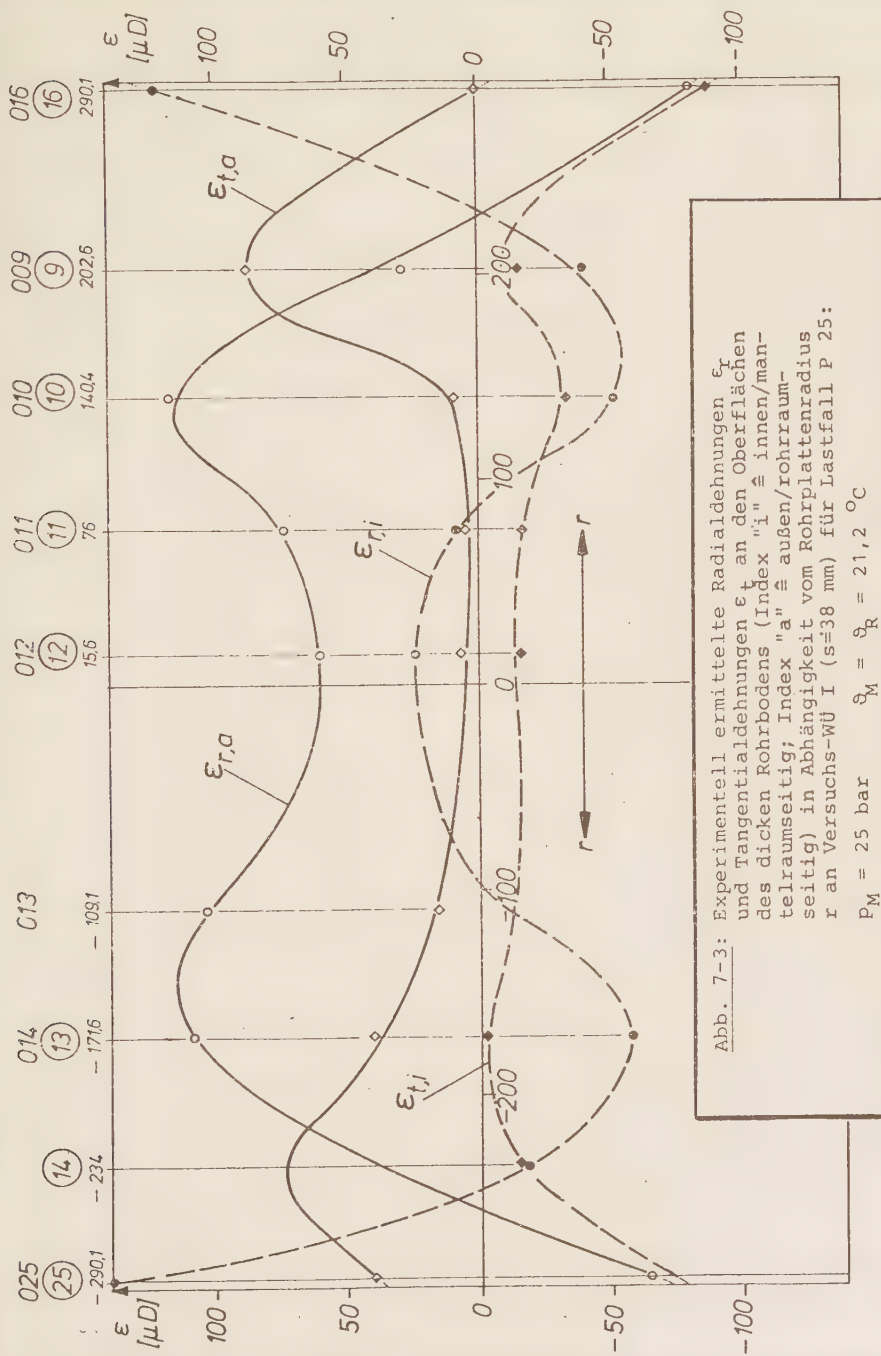
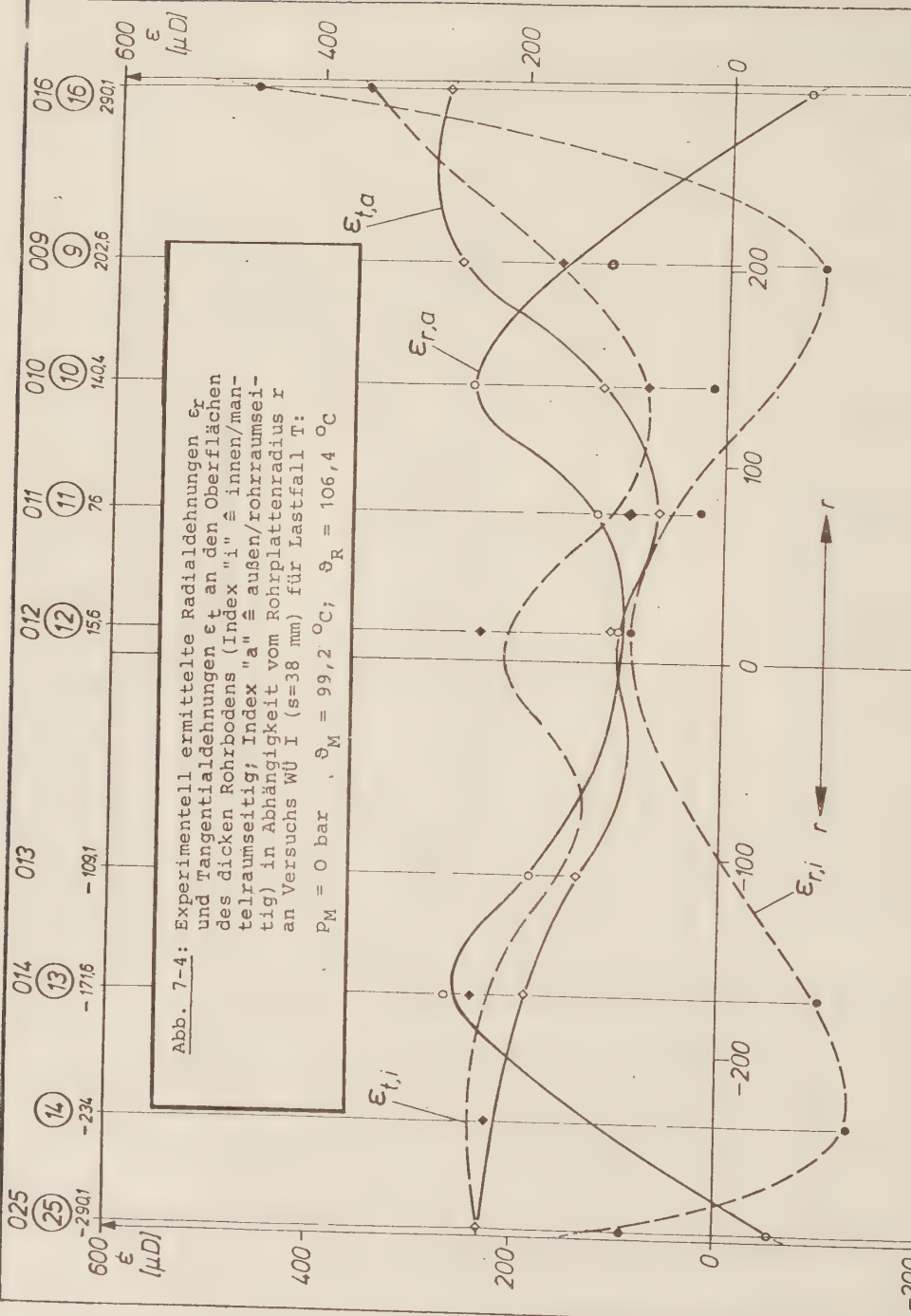
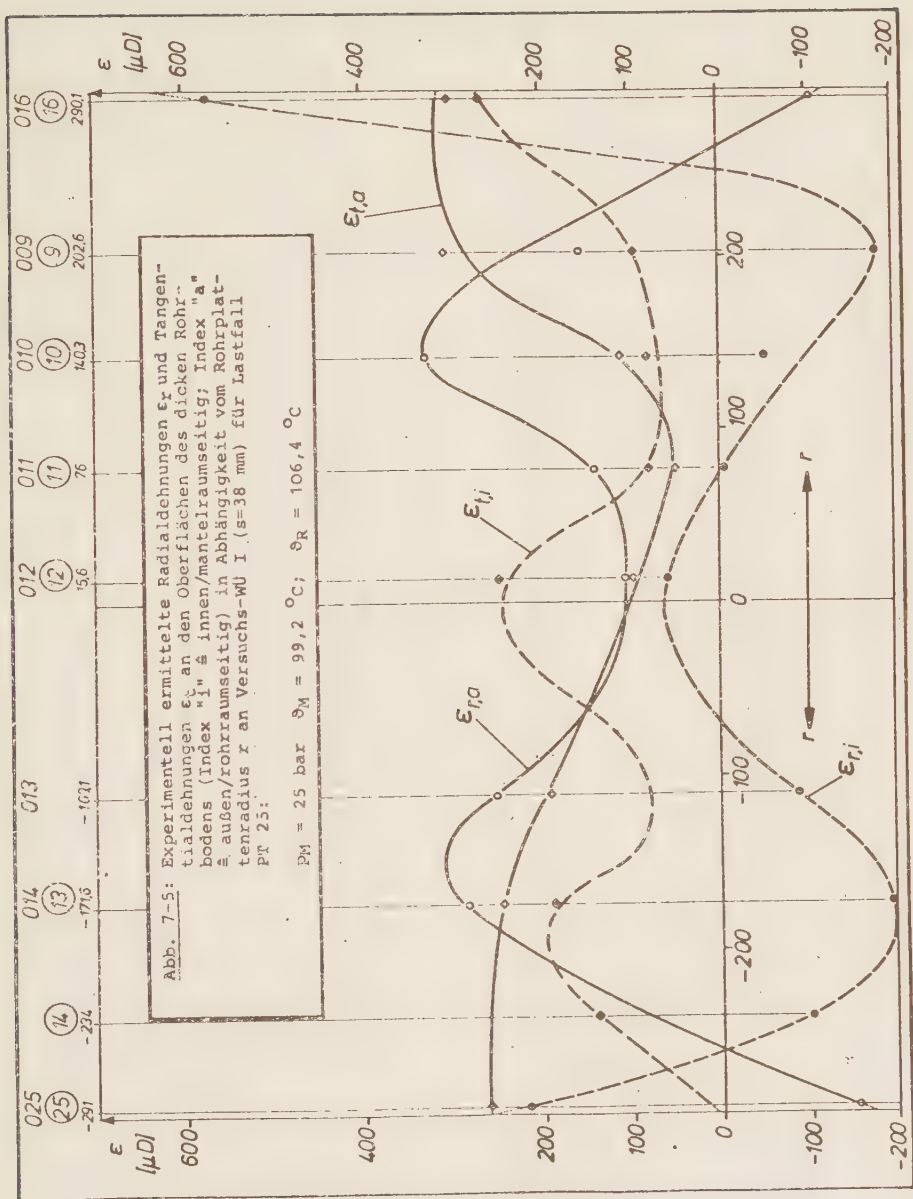


Abb. 7-3: Experimentell ermittelte Radialdehnungen ϵ_r und Tangentialdehnungen ϵ_t an den Oberflächen des dicken Rohrbodens (Index "i" $\hat{=}$ innen/man-
telraumseitig; Index "a" $\hat{=}$ außen/rohrraum-
seitig) in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r an Versuchs-WÜ I ($s=38$ mm) für Lastfall P 25:
 $P_M = 25$ bar $\vartheta_M = \vartheta_R = 21,2$ °C

Abb. 7-4: Experimentell ermittelte Radialdehnungen ϵ_r und Tangentialdehnungen ϵ_t an den Oberflächen des dicken Rohrbodens (Index "i" $\hat{=}$ innen/man-
telraumseitig; Index "a" $\hat{=}$ außen/rohrraumsei-
tig) in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r
an Versuchs Wü I ($s=38$ mm) für Lastfall T:

$p_M = 0$ bar , $\vartheta_M = 99,2$ °C; $\vartheta_R = 106,4$ °C





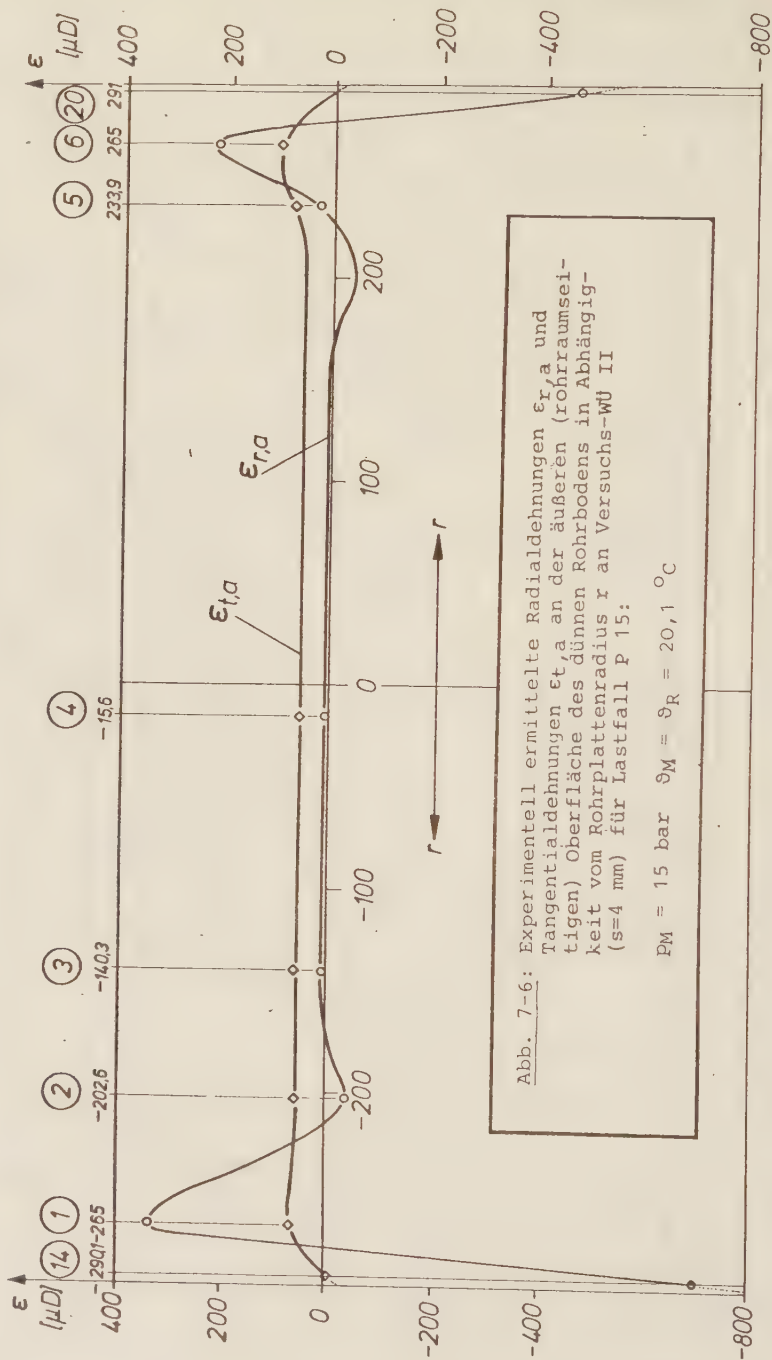


Abb. 7-6: Experimentell ermittelte Radialdehnungen $\epsilon_{r,a}$ und Tangentialdehnungen $\epsilon_{t,a}$ an der äußeren (rohrraumseitigen) Oberfläche des dünnen Rohrbodens in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r an Versuchs-Wu II ($s=4$ mm) für Lastfall P 15;

$P_M = 15$ bar $\vartheta_M = \vartheta_R = 20,1$ °C

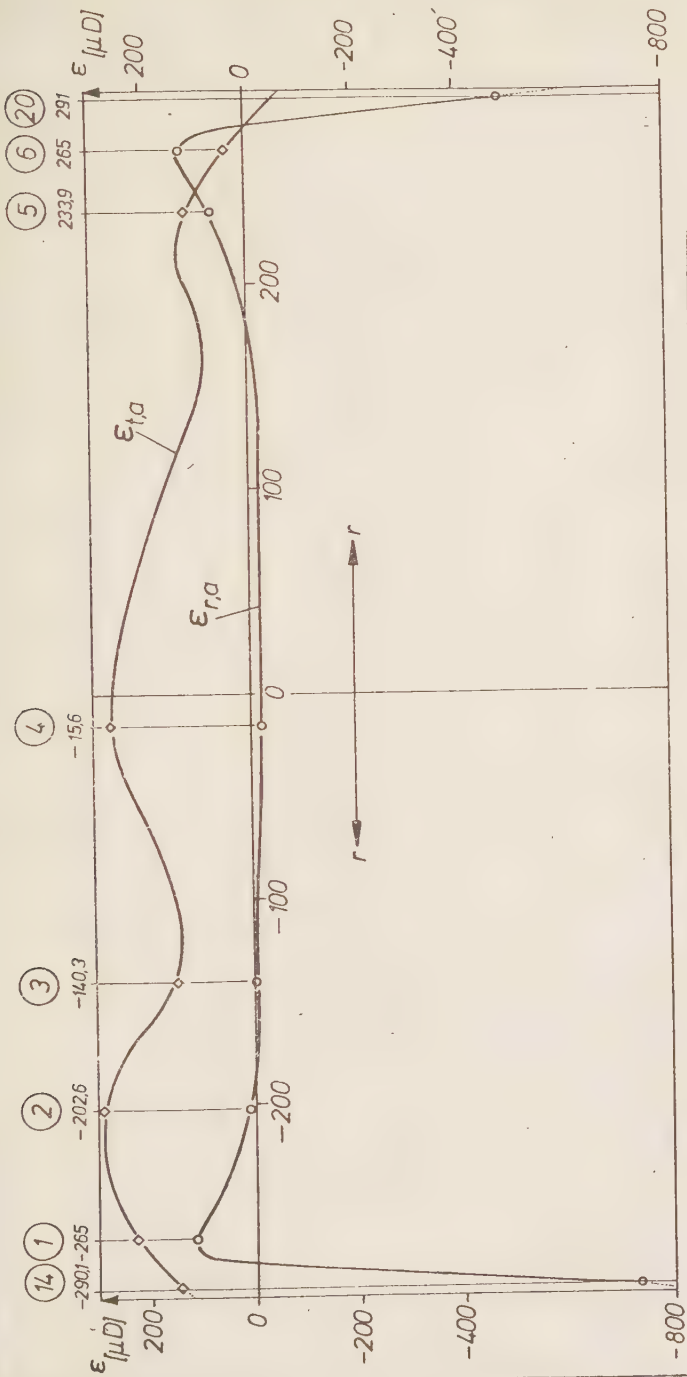


Abb. 7-7: Experimentell ermittelte Radialdehnungen $\epsilon_{r,a}$ und Tangentialdehnungen $\epsilon_{t,a}$ an der äußeren (rohrraumseitigen) Oberfläche des dünnen Rohrbodens in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r an Versuchs-WÜ II ($s=4$ mm) für Lastfall T:

$$p_M = 0 \text{ bar} \quad \vartheta_M = 94,7^\circ \text{C}; \quad \vartheta_R = 105,6^\circ \text{C}$$

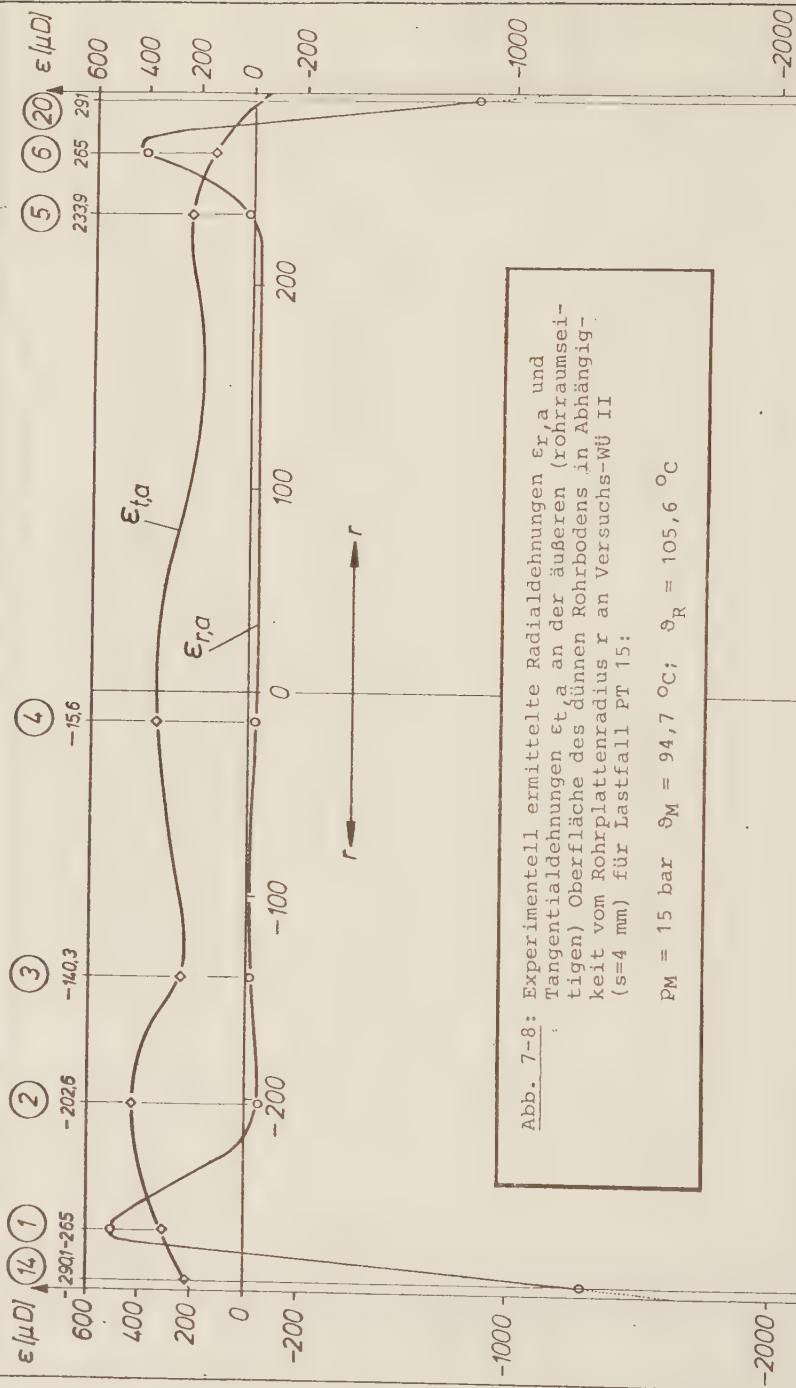


Abb. 7-8: Experimentell ermittelte Radialdehnungen $\epsilon_{r,a}$ und Tangentialdehnungen $\epsilon_{t,a}$ an der äußeren (rohrraumseitigen) Oberfläche des dünnen Rohrbodens in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r an Versuchs-Wü II ($s=4$ mm) für Lastfall PT 15:

$P_M = 15$ bar $\vartheta_M = 94,7$ °C; $\vartheta_R = 105,6$ °C

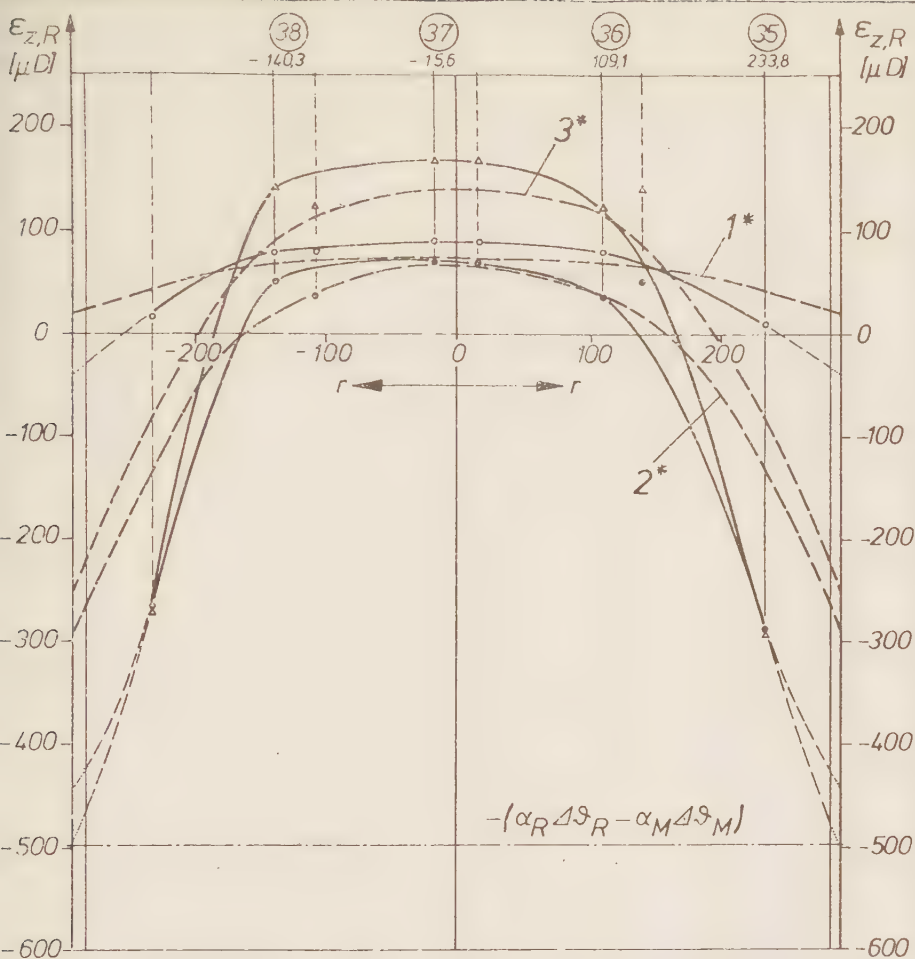


Abb. 7-9: Vergleich von experimentell ermittelten ($\epsilon_{z,R}$) mit nach Programm "ROPLA" berechneten ($\epsilon_{z,R}^*$) Rohrlängsdehnungen in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r an Versuchswü I ($s=38$ mm) für folgende Versuchsbedingungen

	Kurve		p_M [bar]	p_R [bar]	ϑ_M [°C]	ϑ_R [°C]
	$\epsilon_{z,R}$	$\epsilon_{z,R}^*$				
○	1	1*	15	0	21,2	21,2
●	2	2*	0	0	99,2	106,4
Δ	3	3*	15	0	99,2	106,4

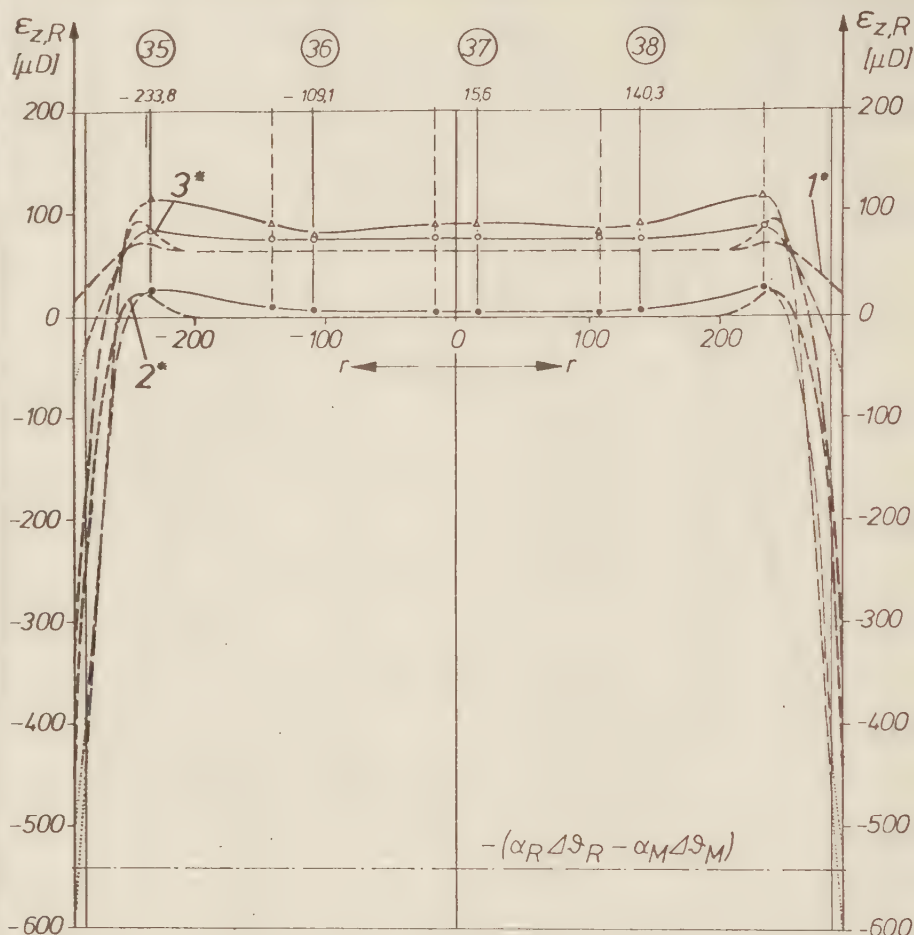


Abb. 7-10: Vergleich von experimentell ermittelten ($\epsilon_{z,R}$) mit nach Programm "ROPLA" berechneten ($\epsilon_{z,R}^*$) Rohrflängsdehnungen in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r an Versuchs-WÜ II ($s=4$ mm) für folgende Versuchsbedingungen:

Kurve		p_M [bar]	p_R [bar]	ϑ_M [°C]	ϑ_R [°C]
$\epsilon_{z,R}$	$\epsilon_{z,R}^*$				
○	1	15	0	20,1	20,1
●	2	0	0	94,7	105,6
Δ	3	15	0	94,7	105,6

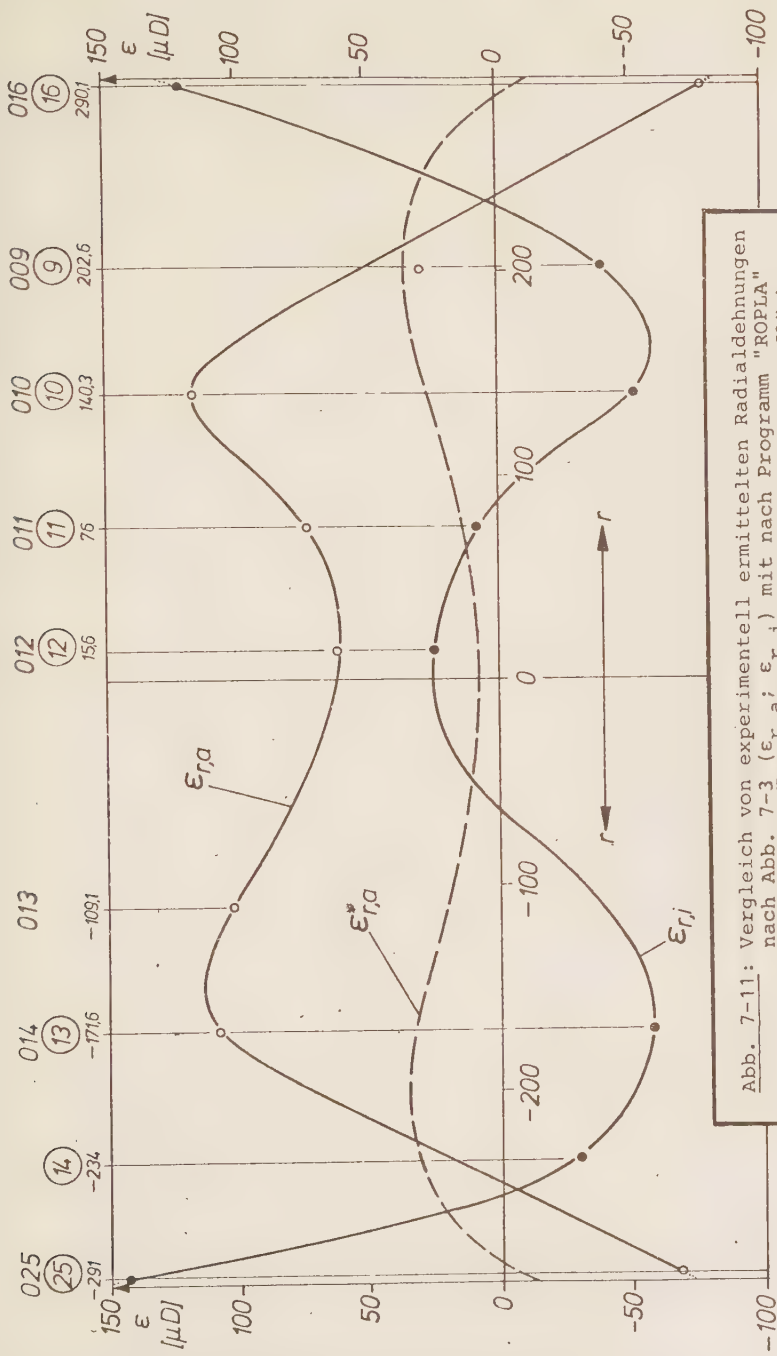
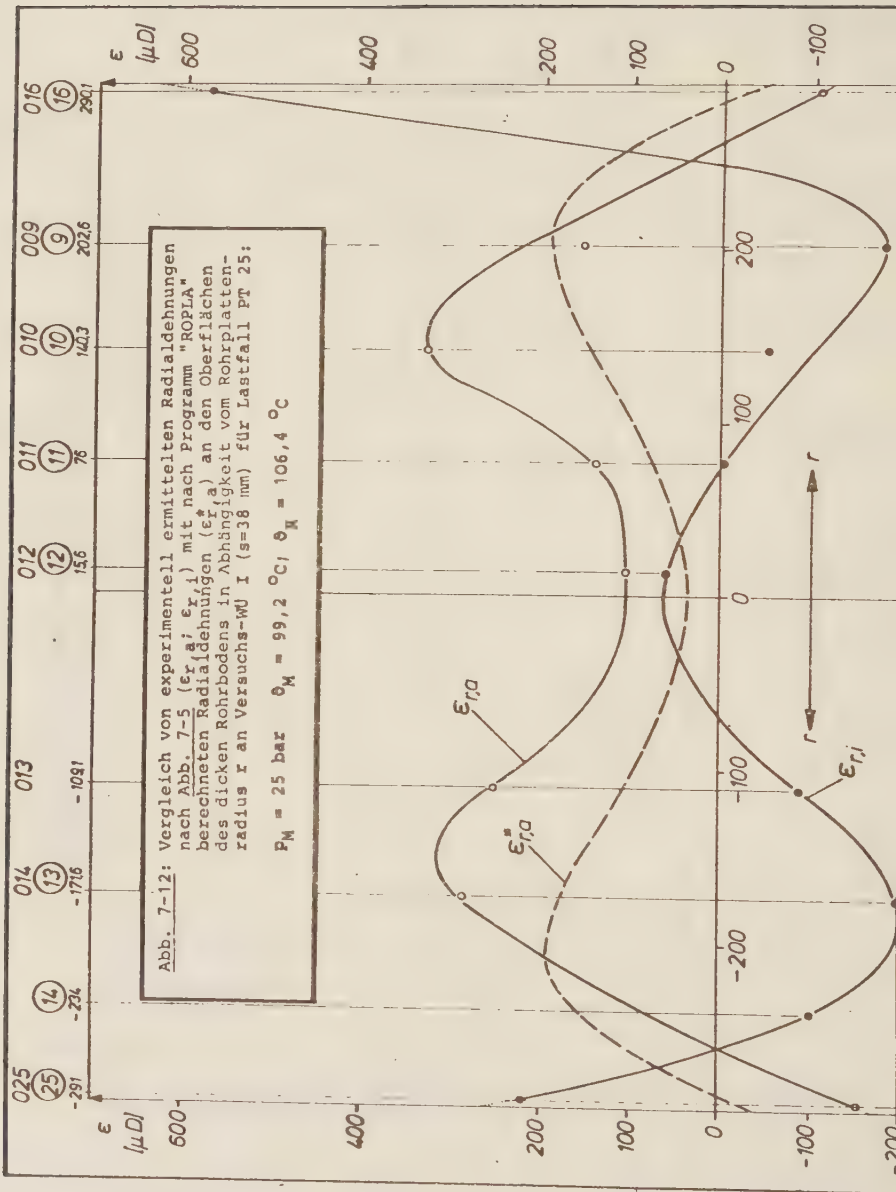
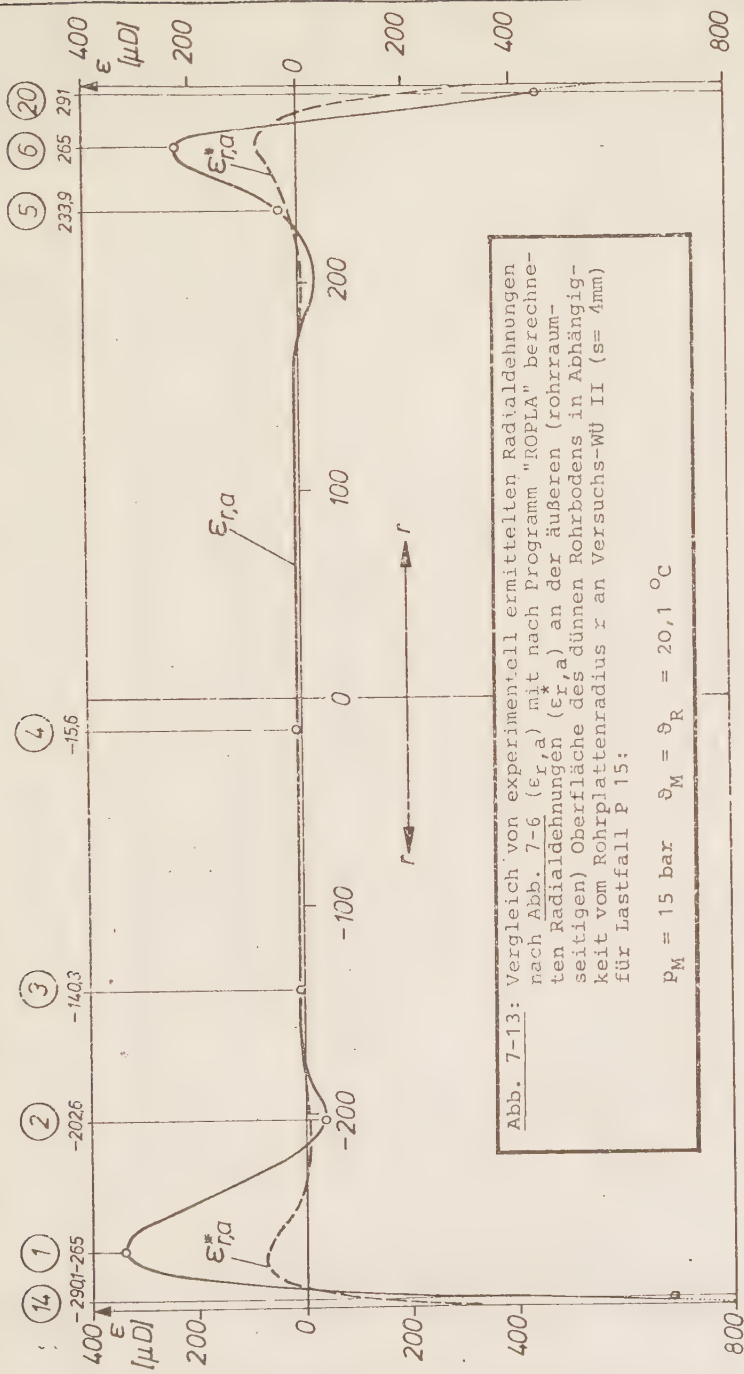


Abb. 7-11: Vergleich von experimentell ermittelten Radialdehnungen nach Abb. 7-3 ($\epsilon_{r,i}$; $\epsilon_{r,a}$) mit nach Programm "ROPLA" berechneten Radialdehnungen ($\epsilon_{r,i}^*$) an den Oberflächen des dicken Rohrbodens in Abhängigkeit vom Rohrlattenradius r an Versuchs-WÜ I ($s=38$ mm) für Lastfall P 25:

$$p_M = 25 \text{ bar} \quad \vartheta_M = \vartheta_R = 21,2^\circ \text{C}$$





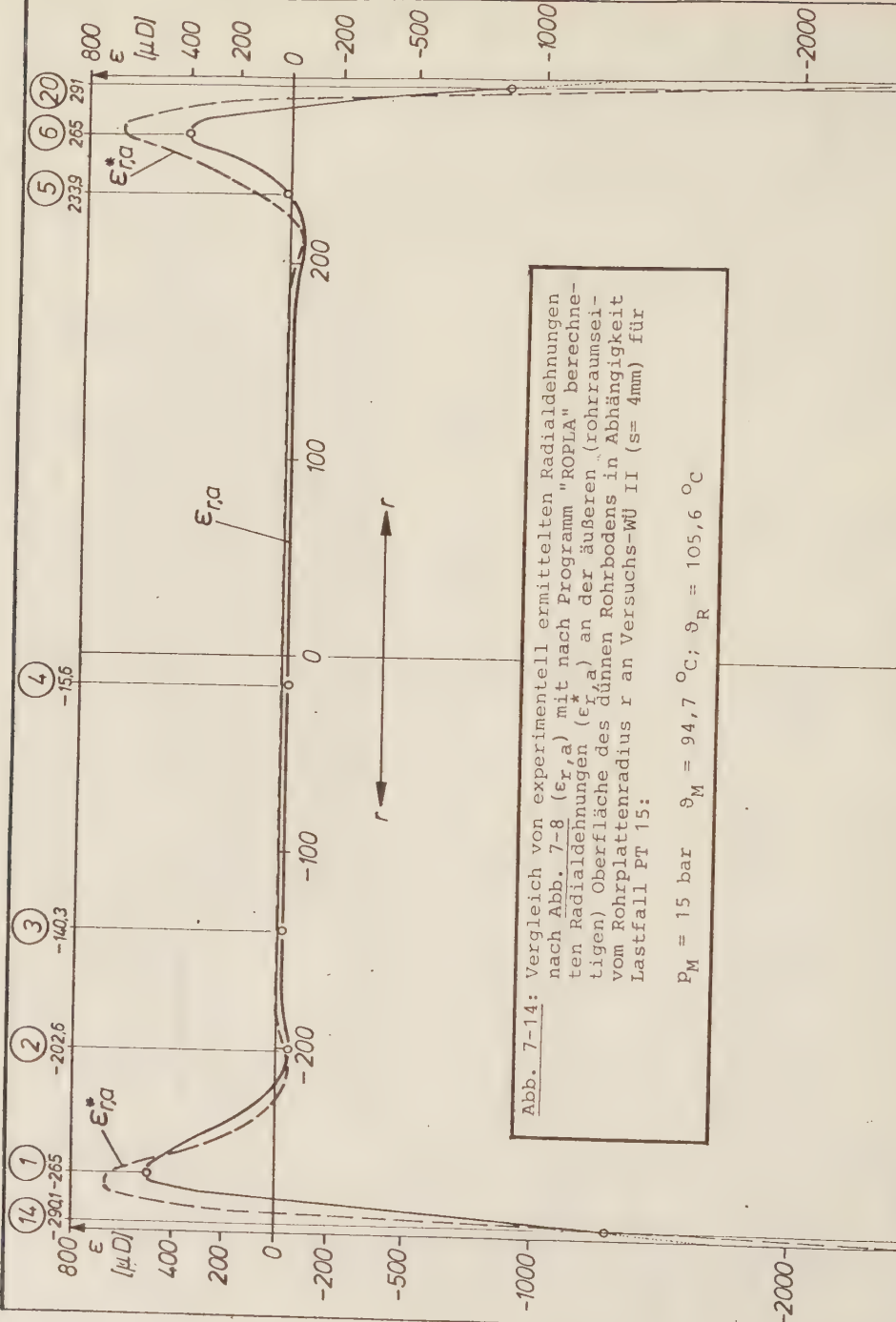
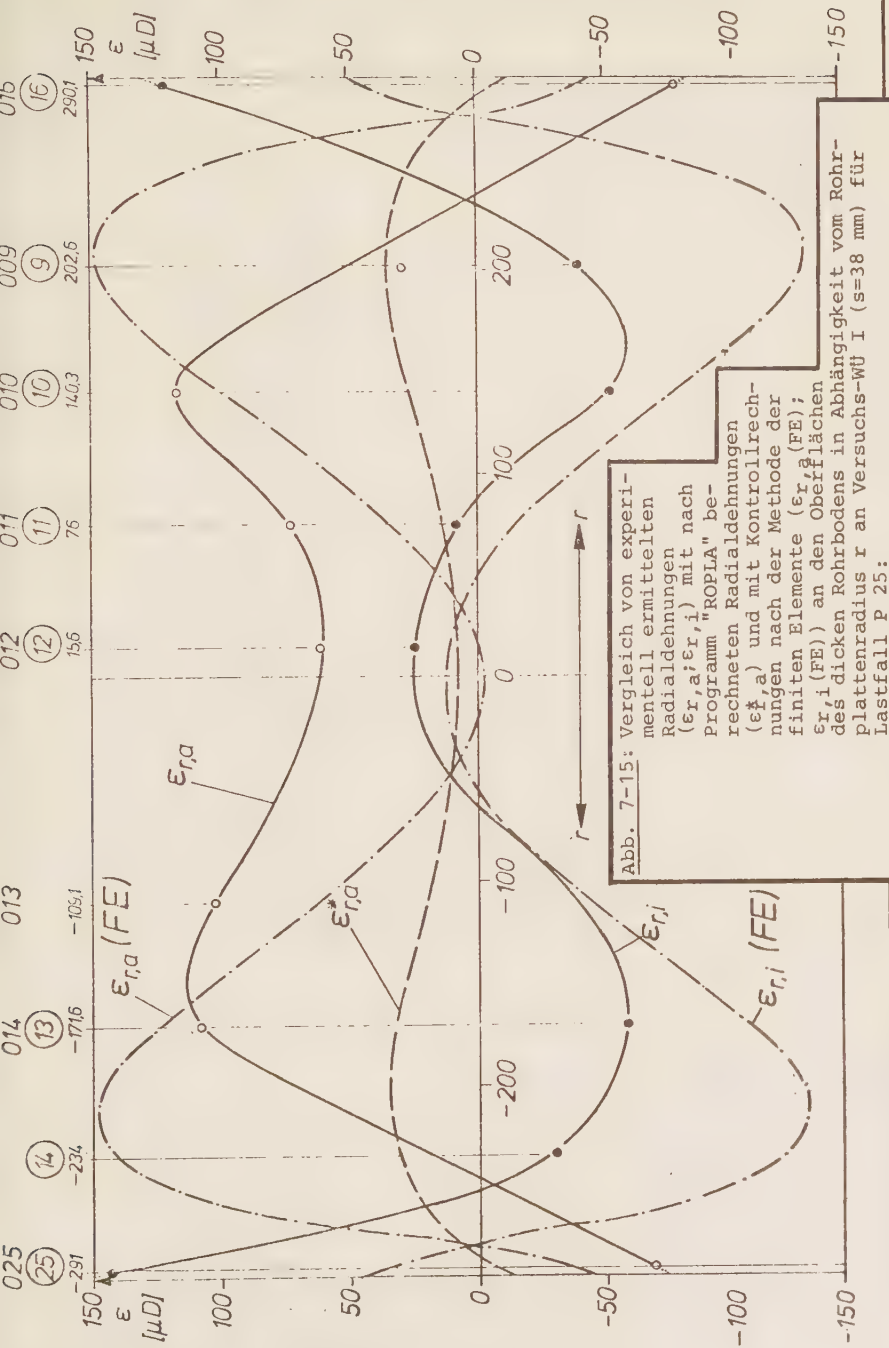


Abb. 7-14: Vergleich von experimentell ermittelten Radialdehnungen nach Abb. 7-8 ($\epsilon_{r,a}$) mit nach Programm "ROPLA" berechneten Radialdehnungen ($\epsilon^*_{r,a}$) an der äußeren (rohrraumseitigen) Oberfläche des dünnen Rohrbodens in Abhängigkeit vom Rohrplattenradius r an Versuchs-WÜ II ($s = 4\text{mm}$) für Lastfall PT 15:

$p_M = 15 \text{ bar}$ $\vartheta_M = 94,7^\circ\text{C}$; $\vartheta_R = 105,6^\circ\text{C}$



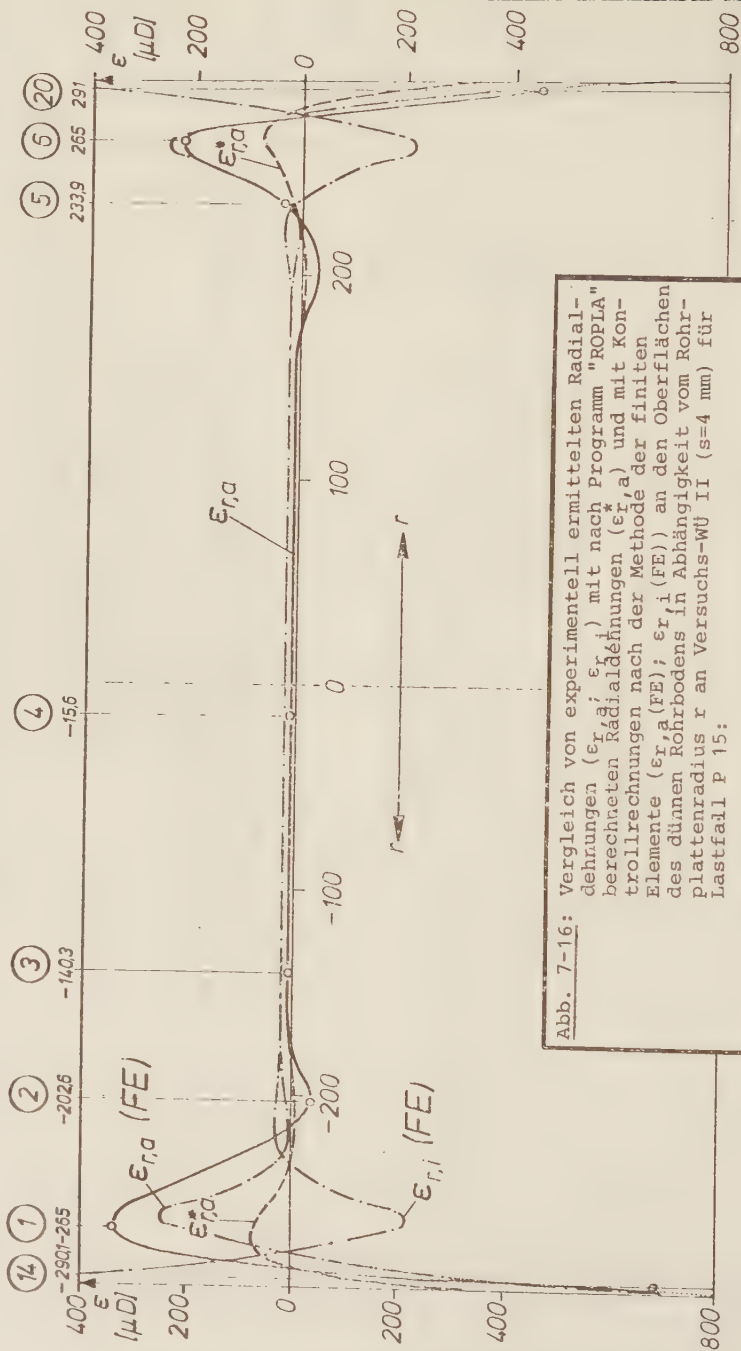


Abb. 7-16: Vergleich von experimentell ermittelten Radialdehnungen ($\epsilon_{r,a}$; $\epsilon_{r,i}$) mit nach Programm "ROPLA" berechneten Radialdehnungen ($\epsilon_{r,a}^*$) und mit Kontrollrechnungen nach der Methode der finiten Elemente ($\epsilon_{r,a}$ (FE); $\epsilon_{r,i}$ (FE)) an den Oberflächen des dünnen Rohrbodens in Abhängigkeit vom Rohrradius r an Versuchs-Wü II ($s=4$ mm) für Lastfall p 15:

$$p_M = 15 \text{ bar}$$

$$\vartheta_M = \vartheta_R = 20,1^\circ \text{C}$$

Abb. 7-17: Verformungen des Versuchs-WÜ I
($s=38$ mm) nach der Methode der
finiten Elemente für Lastfall
P 25:

$p_M = 25$ bar $\vartheta_M = \vartheta_R = 21,2$ °C
(Die Sterne (*) kennzeichnen
Verschiebungen der Plattenmit-
telebene, berechnet aus Meßwer-
ten für die Rohrlängsdehnung)

VERSUCHSREAKTOR
des Instituts f. Apparatebau und Anlagenbau
der Universität Erlangen
- STATISCHE TRAGWERKESANALYSE -
dicke Platte

Druckbelastung: $p = 25$ bar im Raum um die Rohre
Idealisierung
Verformungen

Maßstabe
Konstruktion 1:1
Verschiebung 500:1
alle Maßangaben in mm

Rechnung durchgeführt bei:
ISD Stuttgart (Prof. Argyris)

* Beschriftungswert der Plattenmittellebene,
mit Abstand der Rohrlängsdehnung korrigiert

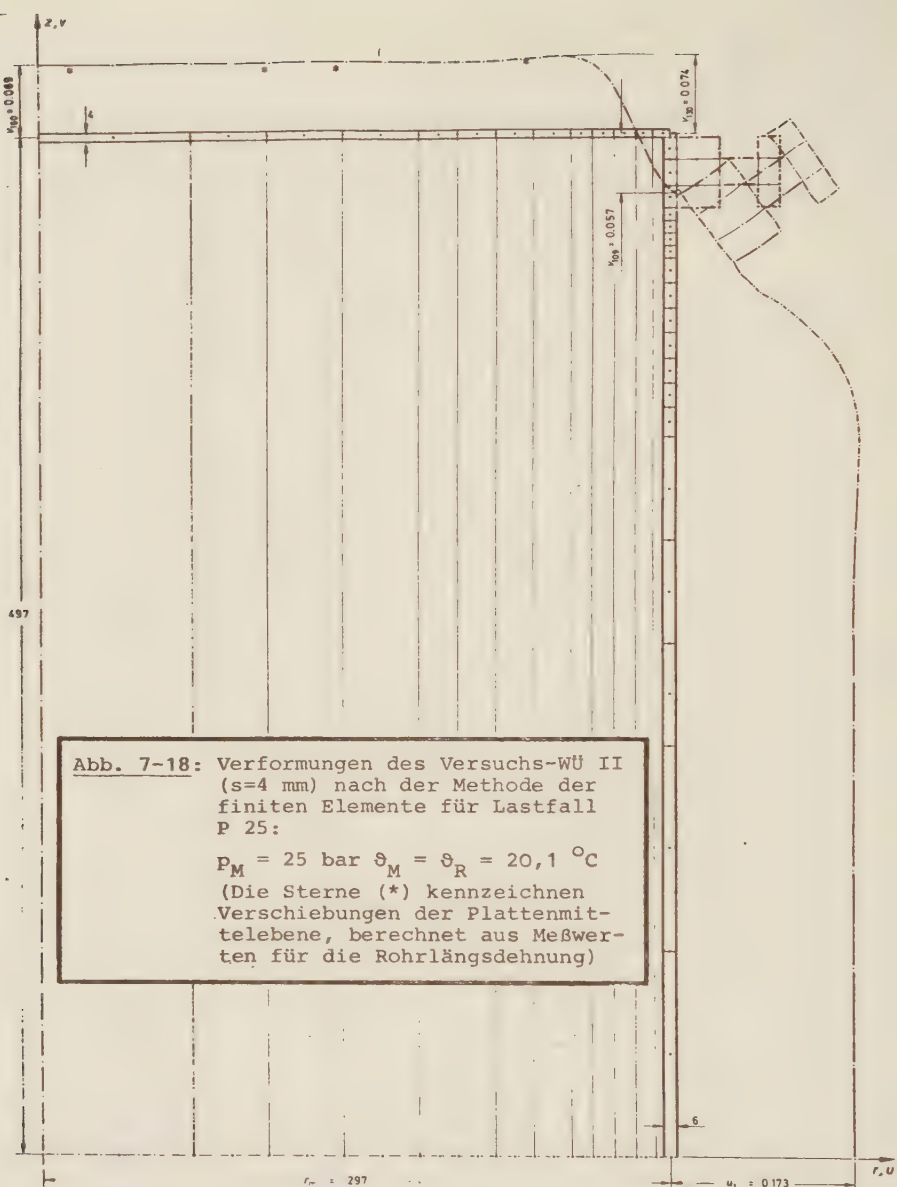


Abb. 7-18: Verformungen des Versuchs-WÜ II
($s=4$ mm) nach der Methode der
finiten Elemente für Lastfall
P 25:

$$p_M = 25 \text{ bar } \vartheta_M = \vartheta_R = 20,1 \text{ }^{\circ}\text{C}$$

(Die Sterne (*) kennzeichnen
Verschiebungen der Plattenmit-
telebene, berechnet aus Meßwer-
ten für die Rohrlängsdehnung)

VERSUCHSREAKTOR
des Instituts f. Apparatebau und Anlagenbau
der Universität Erlangen
- STATISCHE TRAGWERKEANALYSE -
- 4000 Platten

Drucklastung $p = 25$ bar im Innern von der Rohre
Identifizierung
Verformungen

Maßstäbe
Konstruktion 1 : 1
Verschiebung 500 : 1
alle Maßangaben in mm

Rechnung durchgeführt bei:
ISD Stuttgart (Prof. Argyris)

* Verschiebungen sind als Mittelwerte berechnet,
aus Maßwert der Rohrlängsdehnung berechnet.

Lebenslauf

Günther Ellwanger geboren am 20. März 1945 in Herzhausen/
Kreis Frankenberg als Sohn des heutigen
Oberstudiendirektors Paul Ellwanger und
seiner Ehefrau Martha, geb. Böttner

Schulbildung Ostern 1951 - Ostern 1955 Volksschule
Wasserkampstraße, Hannover
Ostern 1955 - Ostern 1961 Leibnizschule,
Hannover
Ostern 1961 - Ostern 1964 Teilkampf-
schule, Hannover
5. Februar 1964 Reifeprüfung

Praktikum 2.03. - 26.09.1964 Eisenwerk Wülfel,
Hannover-Wülfel
1.03. - 9.04.1965 Körting AG,
Hannover-Linden

Studium WS 1964/65 - WS 1970/71
Maschinenbau, Fachrichtung Fördertechni-
k, an der Technischen Universität
Hannover
2. Mai 1971 Diplomhauptprüfung

Berufstätigkeit 1.06.1971 - 30.06.1972 Planungs-Ingenieur
bei AEG-TELEFUNKEN, Frankfurt
1.07.1972 - 30.09.1974 wissenschaftlicher
Mitarbeiter am Institut für Apparatebau
und Anlagentechnik der Technischen Uni-
versität Clausthal
1.10.1974 - 15.03.1977 wissenschaftlicher
Mitarbeiter am Lehrstuhl für Apparate-
technik und Anlagenbau der Universität
Erlangen-Nürnberg

Harry Bungsche
offsetdruck
8521 BUBENREUTH



Harry Bungsche
offsetdruck
8521 BUBENREUTH